

# CURVAS DE RESISTÊNCIA DE METAL DE SOLDA DE AÇO API X65 UTILIZANDO A TÉCNICA DE NORMALIZAÇÃO

João Teixeira Oliveira de Menezes

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

Orientador: Enrique Mariano Castrodeza

Rio de Janeiro  
AGOSTO/2015

CURVAS DE RESISTÊNCIA DE METAL DE SOLDA DE AÇO API X65 UTILIZANDO A TÉCNICA  
DE NORMALIZAÇÃO

João Teixeira Oliveira de Menezes

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

Examinado por:

---

Prof. Enrique Mariano Castrodeza, D.Sc.

---

Prof. Fernando Luiz Bastian, Ph.D.

---

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

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL  
AGOSTO de 2015

Menezes, João Teixeira Oliveira de

Curvas de Resistência de aços API mediante técnicas de Normalização/João Teixeira Oliveira de Menezes. – Rio de Janeiro: UFRJ/ Escola Politécnica, 2015.

VI, 57 p.: il.; 29,7 cm.

Orientador: Enrique Mariano Castrodeza

Projeto de graduação – UFRJ/ Escola Politécnica/ Curso de Engenharia Metalúrgica, 2015.

Referências Bibliográficas: p. 56-57.

1. Aços API 2. Tenacidade à fratura 3. Método de normalização 4. Curvas *J-R*

I. Castrodeza, Enrique Mariano II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, UFRJ, Engenharia Metalúrgica III. Curvas de Resistência de aços API mediante técnicas de Normalização.



# Agradecimentos

Aos meus pais, Ary e Lúcia, e aos meus irmãos Júlia e Fábio, por estarem sempre ao meu lado, me apoiando e me dando força.

À minha namorada, Mariana Machado, que sem ela, talvez este momento não fosse chegar nunca. Sempre esteve ao meu lado me apoiando.

Ao Professor e amigo, Enrique Mariano Castrodeza por permitir este aprendizado, contribuir imensamente para minha formação e por me orientar neste trabalho.

Aos meus amigos do Laboratório de Mecânica da Fratura Camila Finamore, Leandro Morani, Henrique Simkevicius, Egon Delgado e Bruna Brito por estarem sempre dispostos a ajudar, auxiliar e apoiar durante à conclusão deste projeto.

Ao ex-aluno Pablo Lara Melcher, por toda a sua contribuição e amizade.

À Tenaris Confab, pelo apoio financeiro e pelo fornecimento do material utilizado para a realização do trabalho.

Ao Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, aos professores e aos funcionários, que contribuíram para a minha formação.

E a todos os amigos do Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais.

Muito obrigado!

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

## **CURVAS DE RESISTÊNCIA DE METAL DE SOLDA DE AÇO API X65 UTILIZANDO A TÉCNICA DE NORMALIZAÇÃO**

João Teixeira Oliveira de Menezes

Agosto/2015

Orientador: Enrique Mariano Castrodeza

Curso: Engenharia Metalúrgica

A avaliação experimental da tenacidade à fratura dos aços estruturais utilizados na indústria do petróleo e gás (aços API) requer a utilização de metodologias da Mecânica da Fratura Elasto-Plástica. Em muitos casos, a tenacidade desses materiais deve ser avaliada em ambientes corrosivos, o que torna essa tarefa mais complicada, já que a instrumentação normalmente utilizada em testes ao ar (extensômetros) não pode ser utilizada. Nesses casos, as curvas de resistência ao crescimento de trincas ( $J-R$ ) podem ser avaliadas mediante técnicas de normalização, que permitem inferir o comprimento da trinca ao longo dos testes baseando-se na relação única entre carga, deslocamento do ponto de aplicação da carga e comprimento de trinca. Este método, no entanto, requer a utilização de soluções numéricas para a resolução das equações. Testes para a avaliação das curvas  $J-R$  de soldas em aços API X65 foram realizados utilizando as metodologias de descargas parciais e normalização. Soluções numéricas para o método de normalização foram desenvolvidas e os resultados indicam que as curvas de resistência  $J-R$  obtidas por esta metodologia são similares às obtidas mediante o método de descargas parciais.

*Palavras-chave:* Aços API, Tenacidade à fratura, Método de normalização, Curvas  $J-R$ .

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

## **RESISTANCE CURVES OF WELD METAL OF API X65 STEELS THROUGH NORMALIZATION TECHNIQUE**

João Teixeira Oliveira de Menezes

August/2015

Advisor: Enrique Mariano Castrodeza.

Course: Metallurgical Engineering

The experimental evaluation of the fracture toughness of structural steels for the oil and gas industry (API steels) requires the application of elastic-plastic fracture mechanics (EPFM). In some cases, the fracture toughness of these materials must be evaluated in corrosive environments, making this procedure more complicated due to the fact that traditional instrumentation (fracture extensometers) is very difficult to be implemented. In these cases, an alternative method is the evaluation of crack growth resistance curves (*J-R* curves) by normalization techniques. These techniques, based on the unique relation among crack length, load and displacement, requires the use of numerical solutions for the equations. Numerical solutions were developed and implemented through computational algorithms. Tests for the experimental evaluation of *J-R* curves for API X65 welds steels were performed using both the unloading compliance method and the normalization technique and the results were then compared. The experimental results indicate that *J-R* curves from unloading compliance and normalization are similar, validating the numerical solutions.

*Key-words:* API steels, Fracture toughness, Normalization method, *J-R* curves.

## Lista de Abreviaturas

API	<i>American Petroleum Institute</i>
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
BSI	<i>British Standard Institution</i>
CMOD	<i>Crack Mouth Opening Displacement</i>
CTOD	<i>Crack Tip Opening Displacement</i>
Curvas R	Curvas de resistência ao crescimento de trincas
HRR	Campo de tensões e def. nomeado por Hutchinson, Rice e Rosengren
LLD	<i>Load Line Displacement</i> (Deslocamento do ponto de aplicação da carga)
MFEP	Mecânica da Fratura Elasto-Plástica
MFLE	Mecânica da Fratura Linear Elástica
SE(B)	<i>Single Edge Bend Specimens</i>
VBA	<i>Visual Basic for Applications</i>



## Lista de Símbolos

$a$	Comprimento de trinca
$a_c$	Comprimento de trinca crítico
$a_{bi}$	Comprimento instantâneo de trinca embotada
$a_i$	Comprimento de trinca no instante $i$
$a_{ij}$	Coefficientes da matriz de flexibilidade
$a_o$	Comprimento inicial de trinca
$a_f$	Comprimento final de trinca
$a_{oq}$	Comprimento inicial de trinca corrigido
$A$	Área (energia) sob o diagrama carga versus deslocamento
$A_{el}$	Componente elástica da área sob o diagrama carga versus deslocamento
$A_{pl}$	Componente plástica da área sob o diagrama carga versus deslocamento
$b_o$	Ligamento remanescente original do corpo de prova
$b_{(i)}$	Ligamento remanescente do corpo de prova no instante $i$
$B$	Espessura do corpo de prova
$B_e$	Espessura efetiva do corpo de prova
$B_N$	Espessura local do corpo de prova com entalhes laterais
$C_i$	Flexibilidade elástica ( <i>compliance</i> )
$E$	Módulo de elasticidade do material
$E$	Módulo de elasticidade aparente
$G$	Força motriz real para a propagação da trinca

$J$	Integral $J$
$J_{(i)}$	Integral $J$ no instante $i$
$J_{el(i)}$	Componente elástica de $J$
$J_{IC}$	Tenacidade à fratura em termos de $J$
$J_{pl(i)}$	Componente plástica de $J$
$J_Q$	Valor da Integral $J$ candidato (provisório) a $J_{IC}$
$J-R$	Curva de resistência ao crescimento de trincas em função da Integral $J$
$K$	Fator de intensidade de tensões
$K_I$	Fator de intensidade de tensões no modo I de carregamento
$K_{IC}$	Fator de intensidade de tensões crítico
$K_{(i)}$	Fator de intensidade de tensões no instante $i$
$P$	Carga aplicada
$P_i$	Carga aplicada no instante $i$
$P_N$	Carga normalizada
$P_{Ni}$	Carga normalizada no instante $i$
$P_f$	Carga máxima de pré-trincamento por fadiga
$R$	Resistência à propagação da trinca
$U$	Energia de deformação
$v$	Deslocamento do ponto de aplicação da carga
$v_i$	Deslocamento do ponto de aplicação da carga no instante $i$
$v_{PL}$	Deslocamento plástico do ponto de aplicação da carga
$v'_{PL}$	Deslocamento plástico normalizado

$V_{PLi}$	Deslocamento plástico normalizado no instante $i$
$W$	Altura do corpo de prova
$\delta$	CTOD
$\Delta a$	Propagação estável da trinca
$\eta_{el}$	Fator elástico
$\eta_{pl}$	Fator plástico
$\nu$	Coeficiente de Poisson
$\sigma$	Tensão real ou verdadeira
$\sigma_i$	Tensão aplicada no instante $i$
$\sigma_f$	Tensão de fratura
$\sigma_c$	Tensão crítica
$\sigma_R$	Tensão de resistência máxima
$\underline{\sigma}_Y$	Valor médio entre o limite de escoamento e o limite de resistência
$\sigma_{YS}$	Tensão de limite de escoamento
$\gamma_S$	Energia superficial
$\gamma_P$	Energia dissipada pela deformação plástica na ponta da trinca
$\Pi$	Energia potencial elástica

## SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO</b>	<b>1</b>
<b>2</b>	<b>REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b>	<b>2</b>
2.1	INTRODUÇÃO A MECÂNICA DA FRATURA	2
2.2	MECÂNICA DA FRATURA LINEAR ELÁSTICA (MFLE)	2
2.2.1	O BALANÇO ENERGÉTICO DE GRIFFITH	3
2.2.2	TAXA DE LIBERAÇÃO DE ENERGIA	4
2.2.3	O FATOR DE INTENSIDADE DE TENSÕES ( $K$ )	5
2.2.4	PLASTICIDADE NA PONTA DA TRINCA	7
2.2.5	RELAÇÃO ENTRE $G$ E $K$	9
2.3	MECÂNICA DA FRATURA ELASTO-PLÁSTICA (MFEP)	9
2.3.1	O MÉTODO DO CTOD	10
2.3.2	O MÉTODO DA INTEGRAL $J$	12
2.3.2.1	AVALIAÇÃO EXPERIMENTAL DA INTEGRAL $J$	14
2.4	CURVAS DE RESISTÊNCIA	16
2.4.1	TÉCNICAS PARA ESTIMATIVAS DO COMPRIMENTO DA TRINCA	18
2.4.1.1	DESCARGAS PARCIAIS	18
2.4.1.2	NORMALIZAÇÃO	19
<b>3</b>	<b>MATERIAIS E MÉTODOS</b>	<b>21</b>
3.1	MATERIAIS	21
3.2	GEOMETRIA DOS CORPOS DE PROVA	23
3.3	METODOLOGIA	24
3.4	ENSAIO DE FRATURA	24
3.5	PROCESSAMENTO DE DADOS	27
3.5.1	AVALIAÇÃO DAS CURVAS DE RESISTÊNCIA	27
3.5.1.1	ESTIMATIVA DOS COMPRIMENTOS DE TRINCA	27
3.5.1.1.1	DESCARGAS PARCIAIS	27
3.5.1.1.2	NORMALIZAÇÃO	28
3.5.1.2	INTEGRAL $J$	30
3.5.1.2.1	CONSTRUÇÃO DA CURVA J-R	31
<b>4</b>	<b>RESULTADOS</b>	<b>34</b>
4.1	REGISTROS CARGA-DESLOCAMENTO	34
4.2	CURVAS DE RESISTÊNCIA	36
4.2.1	MÉTODO DE DESCARGAS PARCIAIS	36
4.2.2	MÉTODO DE NORMALIZAÇÃO	40
4.2.3	COMPARAÇÃO ENTRE OS MÉTODOS	46
4.2.4	COMPARAÇÃO ENTRE OS MATERIAIS	47
4.2.5	FRACTOGRAFIAS DAS SUPERFÍCIES DE FRATURA	48
<b>5</b>	<b>DISCUSSÃO</b>	<b>51</b>
<b>6</b>	<b>CONCLUSÕES</b>	<b>54</b>
<b>7</b>	<b>SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS</b>	<b>55</b>
<b>8</b>	<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS</b>	<b>56</b>

# 1 INTRODUÇÃO

A avaliação da integridade de estruturas contendo trincas requer a utilização da Mecânica da Fratura. Dependendo do comportamento do material, metodologias no campo elástico ou no elasto-plástico devem ser aplicadas [1]. Os aços estruturais utilizados na indústria do petróleo, mais precisamente os aços API, geralmente apresentam comportamento elasto-plástico durante os testes de fratura. Logo, a avaliação da tenacidade à fratura desses materiais deve ser feita com base nos parâmetros da Mecânica da Fratura Elasto-Plástica. Os procedimentos experimentais para determinar a tenacidade à fratura ao ar de aços estruturais são complexos e requerem a utilização de instrumentação específica. Testes em meios corrosivos aumentam a complexidade e limitam a utilização de extensometria. Como alternativa, existem metodologias que requerem pouca instrumentação, mas são matematicamente mais complexas, como é o caso da normalização. O método de normalização permite a obtenção de curvas  $J-R$  a partir do registro carga vs. deslocamento do ponto de aplicação da carga ( $P-LLD$ ), mas requer soluções numéricas às equações. Assim, o intuito do trabalho foi desenvolver algoritmos para a solução dessas equações e comparar os resultados obtidos com os resultados alcançados pelo método de descargas parciais. Curvas  $J-R$  foram avaliadas experimentalmente mediante essas duas técnicas e, então, os resultados foram comparados, indicando uma boa correlação. Os algoritmos desenvolvidos para a implementação da técnica de normalização permitiriam a avaliação de curvas  $J-R$  de aços estruturais API, em meios agressivos, sem a utilização de extensometria.

## **2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA**

### **2.1 INTRODUÇÃO A MECÂNICA DA FRATURA**

As falhas em estruturas de engenharia ocorrem entre dois casos extremos: colapso plástico ou fratura frágil. Os defeitos nos materiais têm papel fundamental nesses acontecimentos. Porém, de maneiras distintas, já que as falhas ocasionadas por fratura estão associadas a defeitos macroscópicos, especialmente trincas, originados durante os processos de fabricação, durante a utilização da estrutura ou até mesmo em fase de projeto.

A Mecânica da Fratura é uma área da engenharia que permite prever a fratura de materiais e/ou estruturas mediante o estudo da relação entre três importantes variáveis, tensão aplicada, comprimento de trinca e tenacidade à fratura. Diferentemente da análise tradicional, a qual avalia a resistência do material em função da tensão aplicada e da tensão de limite de escoamento. Estes novos conceitos inseridos nesta nova abordagem trouxeram avanços significativos, permitindo a quantificação bastante precisa dos níveis admissíveis de operação de um componente trincado, sem que este venha a falhar. A avaliação da integridade estrutural passa então a exigir o conhecimento sobre a tenacidade à fratura dos materiais, propriedade mecânica que caracteriza a resistência de um material ao crescimento de trincas.

Assim, a mecânica da fratura através de projetos confiáveis e de programas de inspeções planejados, com o uso de técnicas não destrutivas, possibilita a utilização segura de componentes contendo trincas, sem a necessidade de fatores de segurança elevados e com o prévio conhecimento de que não ocorrerá uma falha imprevista.

### **2.2 MECÂNICA DA FRATURA LINEAR ELÁSTICA (MFLE)**

Os conceitos da Mecânica da Fratura Linear Elástica são essenciais para o entendimento do comportamento em fratura de vários tipos de materiais, inclusive daqueles que apresentam comportamentos não lineares. No entanto, esta parte da Mecânica da fratura, se restringe à análise de materiais e/ou estruturas que possuam um comportamento linear elástico até a fratura, tolerando quantidades muito limitadas de deformações plásticas durante a propagação da trinca [1]. A Mecânica da Fratura Linear Elástica aborda o problema da fratura mediante duas metodologias básicas. A primeira se baseia no balanço energético proposto por *Griffith*, e posteriormente modificado por *Irwin*

e *Orowan*. A segunda, desenvolvida por Irwin em 1957, é baseada na intensidade das tensões do campo elástico na região próxima a ponta da trinca. No entanto, ambas as abordagens são equivalentes, uma vez que Irwin estabeleceu uma simples relação entre esses parâmetros [1][2].

## 2.2.1 O BALANÇO ENERGÉTICO DE GRIFFITH

Utilizando conceitos termodinâmicos, mais precisamente a primeira lei da termodinâmica, *Griffith* propôs uma teoria para a propagação de trincas em materiais frágeis. Esta baseou-se no seguinte princípio: “quando um sistema vai de um estado de não equilíbrio para um estado de equilíbrio, ocorre um decréscimo da energia do sistema”. Assim, uma trinca, existente em um material ou uma estrutura, pode crescer se algum processo provocar a diminuição da energia total do sistema [1][2].

O Balanço Energético de Griffith para um aumento incremental de área  $dA$ , sob condições de equilíbrio, pode ser expresso através das seguintes equações:

$$\frac{dU}{dA} = \frac{d\Pi}{dA} + \frac{dW_s}{dA} \quad \text{Equação 1}$$

$$-\frac{d\Pi}{dA} = \frac{dW_s}{dA} \quad \text{Equação 2}$$

onde  $U$  é a energia total;  $\Pi$  é a energia potencial elástica (deformação interna e mudanças associadas ao sistema de carregamento); e  $W_s$  é o trabalho necessário para gerar novas superfícies. De acordo com Griffith, ao considerar uma chapa infinita sujeita a tensão constante na qual contenha uma trinca vazante centralizada de comprimento total  $2a$ , conforme a Figura 1, a tensão crítica para a fratura é dada pela seguinte equação [1][2]:

$$\sigma_f = \sqrt{\frac{2E\gamma_s}{\pi a}} \quad \text{Equação 3}$$

onde  $E$  é o módulo de elasticidade do material,  $\gamma_s$  é a energia superficial por unidade de área e  $a$  é o comprimento de trinca.

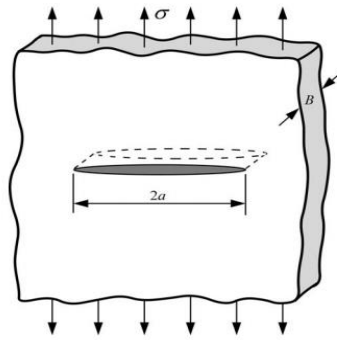


Figura 1: Chapa infinita com uma trinca vazante centralizada submetida a uma tensão remota [1].

A Equação 3 foi desenvolvida para materiais com comportamento elástico linear, sendo dessa forma válida somente para materiais de comportamento idealmente frágil, não sendo aplicável em situações nas quais existe deformação plástica, mesmo que em pequena escala, antes da fratura. Casos como este último, foram analisados por *Irwin e Orowan* [1], que propuseram uma modificação à teoria de *Griffith* levando em consideração uma certa quantidade de energia dissipada durante a deformação plástica. Então, para considerar este consumo adicional de energia foi proposta a seguinte equação:

$$\sigma_f = \sqrt{\frac{2E(\gamma_s + \gamma_p)}{\pi a}} \quad \text{Equação 4}$$

onde,  $\gamma_p$  é a energia dissipada pela deformação plástica em cada ponta da trinca. Esta equação é aplicável apenas em materiais com comportamento basicamente linear, com o efeito da plasticidade confinado em uma pequena região na ponta da trinca.

## 2.2.2 TAXA DE LIBERAÇÃO DE ENERGIA

Em 1956, *Irwin* propôs uma nova visão da abordagem energética. O modelo proposto é essencialmente equivalente ao de *Griffith*, porém na resolução de problemas de engenharia se torna mais simples e objetivo [2]. *Irwin* definiu a taxa de liberação de energia ( $G$ ), como a energia disponível para um incremento do comprimento da trinca, dada por:

$$G = -\frac{d\Pi}{dA} \quad \text{Equação 5}$$

onde,  $\Pi$  é a energia potencial elástica (energia de deformação interna e energia associada ao sistema de carregamento).



Como pode ser observado, *Irwin* nomeou o lado esquerdo da Equação 2, proposta por *Griffith*, como a taxa de liberação de energia, também chamada de força motriz para o crescimento da trinca. O lado direito desta mesma equação, comumente chamado de tenacidade à fratura do material ( $R$ ), é designado como a resistência do material ao crescimento da trinca. Para materiais frágeis, o valor de  $R$  se torna constante e adotado como o valor crítico limite para a ocorrência da fratura. Ou seja, a fratura ocorrerá quando  $G$  for maior ou igual a  $R$ .

### 2.2.3 O FATOR DE INTENSIDADE DE TENSÕES ( $K$ )

Através da análise de materiais de comportamento linear elástico contendo trincas e submetidos a esforços externos é possível derivar expressões para as tensões atuantes na região vizinha à ponta da trinca. Essa abordagem permitiu desenvolver uma das metodologias mais difundidas da Mecânica da Fratura. Antes de apresentar essa abordagem devemos definir os modos puros de fratura. Os esforços aplicados em um material contendo uma trinca podem produzir fratura em três modos básicos, conforme a Figura 2.

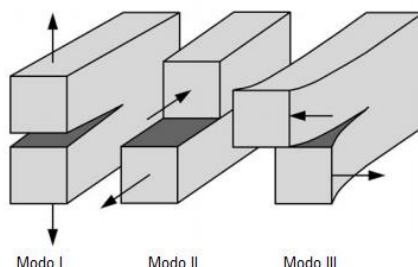


Figura 2: Representação dos três modos de carregamentos aplicáveis à uma trinca [1].

A fratura em modo I ocorre quando a tensão principal aplicada é normal ao plano da trinca, tipo de carregamento mais comum. Uma estrutura trincada pode ser submetida aos modos básicos de fratura de forma separada ou através de algumas combinações entre dois ou dos três tipos [1].

*Westergaard, Irwin, Sneddon e Williams* [2] foram os primeiros a propor soluções para o campo de tensões na ponta de uma trinca em materiais lineares elásticos. Para isso,

definiram um eixo de coordenadas polares com a origem na ponta da trinca em modo I, como apresentado na Figura 3 [1].

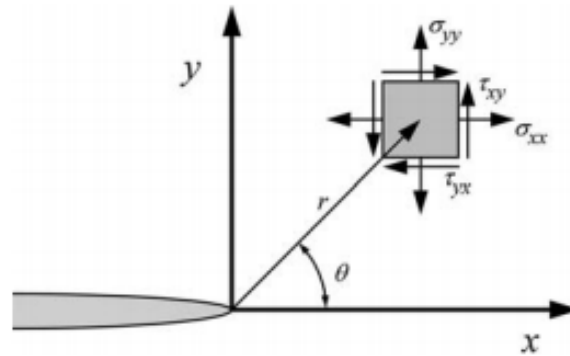


Figura 3: Definição do eixo de coordenadas na ponta de uma trinca [1].

Para um campo de tensões em torno de uma trinca a uma distância  $r \rightarrow 0$ , eles mostraram que o campo pode ser descrito pela seguinte expressão [1]:

$$\sigma_{ij} = \left( \frac{K}{2\sqrt{\pi r}} \right) f_{ij}(\theta) \quad \text{Equação 6}$$

onde,  $\sigma_{ij}$  é a tensão na direção  $ij$ ;  $K$  é o fator de intensidade de tensões;  $r$  e  $\theta$  definidos de acordo com a Figura 3; e  $f_{ij}$  é uma função adimensional dependente de  $\theta$ .

Ao considerar um campo de tensões do modo de carregamento I no plano da trinca (quando  $\theta = 0$ ) se observa que a tensão cisalhante é nula, o que significa que o plano da trinca é um plano principal do modo I de carregamento puro. Por outro lado, considerando as tensões normais ao plano da trinca temos:

$$\sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \quad \text{Equação 7}$$

A Equação 7 descreve corretamente a tensão no plano perpendicular à trinca em uma região próxima à ponta da trinca, mas se  $r \rightarrow 0$  ou  $r \rightarrow \infty$  o modelo passa então a não descrever corretamente essas tensões. Assim sendo, entre uma região deformada plasticamente e uma certa região para grandes valores de  $r$ , existe uma região anular dominada pelo fator de intensidade de tensões  $K$ . Devido ao processo de fratura ocorrer nesta região, este parâmetro pode ser utilizado como critério de fratura [1].

De fato, para que o fator de intensidade de tensões  $K$  seja útil, é necessário que seja possível determiná-lo para diferentes carregamentos e geometrias. Assim, várias

soluções foram propostas para simples configurações, mas de maneira geral a relação entre  $K$  e as condições globais na ponta da trinca podem ser expressas da seguinte forma:

$$K_I = Y\sigma(\sqrt{\pi a}) \quad \text{Equação 8}$$

onde,  $Y$  é o fator de forma, dependente da geometria do defeito e da estrutura na região do defeito, assim como do tipo de carregamento aplicado (força pontual ou pressão interna, etc.).

## 2.2.4 PLASTICIDADE NA PONTA DA TRINCA

Na seção anterior, o campo de tensões na ponta de uma trinca foi obtido. Através do modelo teórico apresentado na Equação 7 e da Figura 3, é possível observar que para valores de  $r$  muito pequenos, a tensão teórica alcança elevadas magnitudes, tendendo à infinito. No entanto, materiais estruturais se deformam plasticamente ao atingir um certo nível de tensões (para estados simples de tensão esse limite é o limite de escoamento do material). Assim, em estruturas trincadas, mesmo submetidas a carregamentos baixos, zonas plásticas são geradas em torno da ponta da trinca [2].

*Irwin e Dugdale* propuseram abordagens simples para a estimativa do tamanho da zona plástica na ponta da trinca. Através da Equação 9, *Irwin* representou o tamanho dessa região para um estado plano de tensões [2].

$$r_y = \frac{1}{2\pi} \left( \frac{K_I}{\sigma_{YS}} \right)^2 \quad \text{Equação 9}$$

onde  $\sigma_{YS}$  é a tensão de limite de escoamento.

O tamanho da região deformada plasticamente é influenciado pelo estado de tensões (estado plano de tensões ou estado plano de deformações) ao qual o material é submetido. A forma e a extensão desta região deformada plasticamente podem ser estimadas a partir do critério de escoamento de Von Mises. Após a análise no plano da trinca ( $\theta = 0$ ), pode ser observado que no estado plano de deformações o tamanho da zona plástica é, aproximadamente, três vezes menor que para o caso de um estado plano de tensões, conforme pode ser visualizado na Figura 5.

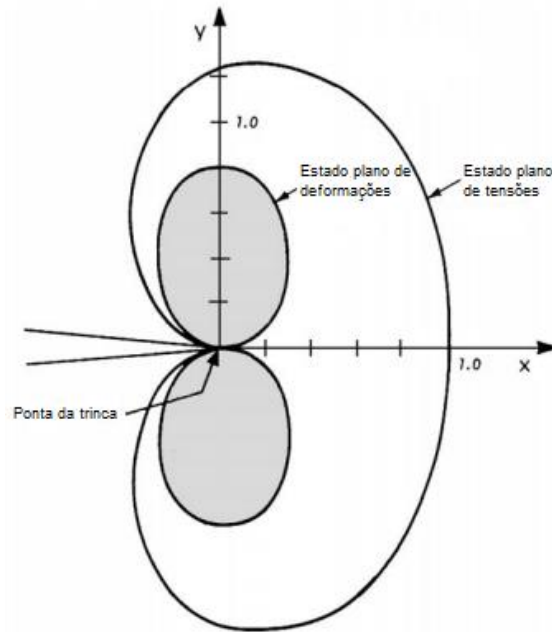


Figura 4: Estimativa da forma e tamanho da zona plástica para o modo I de carregamento [1].

A diferença observada ocorre em decorrência da restrição à deformação plástica que ocorre em um estado plano de deformações. De acordo com as soluções da teoria da elasticidade e utilizando o critério de Von Mises, se as tensões principais no plano são iguais ( $\sigma_1 = \sigma_2$ ) a tensão necessária para provocar o escoamento em estado plano de deformações é três vezes superior do que no estado plano de tensões [3]. Assim sendo, se a ponta da trinca se encontra eminentemente em estado plano de deformações a restrição à deformação plástica aumenta e com isso a tenacidade do material diminui.

A Figura 5 ilustra o efeito da espessura na tenacidade à fratura de um corpo de prova com trinca vazante. Conforme pode ser observado, os valores de  $K_{IC}$  decrescem com a espessura do corpo de prova até alcançarem um patamar, que se torna independente da espessura [1][3]. Este valor do fator de intensidade de tensões crítico denomina-se  $K_{IC}$  e é uma propriedade mecânica que descreve a resistência do material à fratura na presença de uma trinca. As condições de deformação plana e as medições válidas de  $K_{IC}$  são alcançadas por corpos de prova com uma espessura mínima, calculada mediante a seguinte equação:

$$B = 2,5 \left( \frac{K_{IC}}{\sigma_{ys}} \right)^2$$

Equação 10

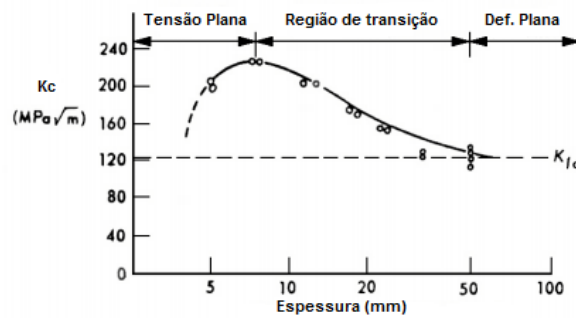


Figura 5: Representação da tenacidade à fratura de um determinado material em função da espessura do corpo de prova (trinca vazante) [1].

## 2.2.5 RELAÇÃO ENTRE G E K

O comportamento em fratura de um material foi abordado através de dois parâmetros: a taxa de liberação de energia ( $G$ ) e o fator de intensidade de tensões ( $K$ ). *Irwin* então, estabeleceu uma relação entre esses dois parâmetros, aplicável para qualquer geometria e carregamento [1].

$$G = \frac{K^2}{E'} \quad \text{Equação 11}$$

com  $E' = E$ , para estado plano de tensões; e  $E' = E/(1 - \nu^2)$ , para estado plano de deformações.

## 2.3 MECÂNICA DA FRATURA ELASTO-PLÁSTICA (MFEP)

A Mecânica da Fratura Linear Elástica foi desenvolvida para descrever o crescimento de uma trinca e a fratura sob condições essencialmente elásticas, isto é, de materiais que apresentam comportamento linear (ou muito próximo do linear) até o momento da fratura. Isso acontece geralmente com materiais de elevada resistência e baixa tenacidade. Nesses casos, a plasticidade ao redor da ponta da trinca é limitada à uma pequena região. No entanto, muitas classes de materiais não se comportam dessa maneira, impedindo à MFLE de prever adequadamente as condições nas quais ocorre a fratura. Para esses materiais, que apresentam uma elevada ductilidade com grandes quantidades de deformação plástica e crescimento estável de trinca, um modelo alternativo

para a mecânica da fratura se faz necessário. Assim, foi desenvolvida a Mecânica da Fratura Elasto-Plástica.

A Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP) é aplicável à materiais que exibam um comportamento não-linear, ou seja, que apresentem quantidades significativas de deformação plástica durante o processo de fratura. As duas metodologias mais importantes da MFEP são o CTOD e a Integral  $J$ . O CTOD é um deslocamento medido na ponta da trinca, enquanto que a Integral  $J$  pode ser considerada uma generalização dos parâmetros  $G$  e  $K$ , sem aquela limitação severa da deformação plástica presente no processo de fratura [1][2][4].

### 2.3.1 O MÉTODO DO CTOD

Durante uma análise de fratura de aços estruturais, *Wells* [5] observou que estes eram demasiadamente tenazes, não podendo ser analisados através da MFLE. Assim, ao observar os corpos de prova durante os testes, ele percebeu que as superfícies da trinca haviam se separado antes do processo de fratura, ou seja, a deformação plástica fez com que a trinca aguda original “embotasse”, conforme pode ser visto na Figura 7. *Wells* também verificou que o grau de embotamento da trinca era proporcional à tenacidade do material. Assim, propôs o deslocamento (ou abertura) da ponta da trinca como uma medida da tenacidade à fratura dos materiais, parâmetro hoje conhecido como CTOD (*Crack-Tip Opening Displacement*) [1].

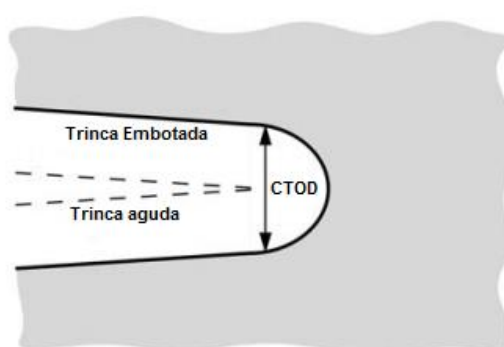


Figura 6: Representação esquemática do parâmetro CTOD [1].

Em 1966, *Burdekin* e *Stone* utilizaram o modelo de *Dugdale* para o tamanho da zona plástica na ponta da trinca, e obtiveram uma expressão (Equação 12) para estimar o

valor do CTOD no caso de uma chapa infinita com uma trinca centralizada e submetida a uma tensão remota [2][6].

$$\delta = \frac{8\sigma_{YS}a}{\pi E} \ln \sec\left(\frac{\pi\sigma}{2\sigma_{YS}}\right) \quad \text{Equação 12}$$

Se a tensão aplicada na chapa é muito menor que a tensão de limite de escoamento do material ( $\sigma \ll \sigma_{YS}$ ) estaremos em uma situação de plasticidade em pequena escala e a Equação 12 se reduz a:

$$\delta = \frac{K_I^2}{E\sigma_{YS}} \quad \text{Equação 13}$$

Através desta última relação, é possível relacionar a abordagem do CTOD com os conceitos da MFLE.

Normalmente, a avaliação experimental do CTOD utiliza corpos de prova de geometrias de flexão (flexão em três pontos ou compactos de tração). Com a utilização de específicos instrumentos de medição é possível medir o deslocamento da “boca” da trinca ( $V$ ) e o CTOD pode ser então calculado considerando que as metades do corpo de prova sejam rígidas e girem em torno de um ponto de articulação (Figura 7), o que é conhecido como o modelo da rótula plástica [1].

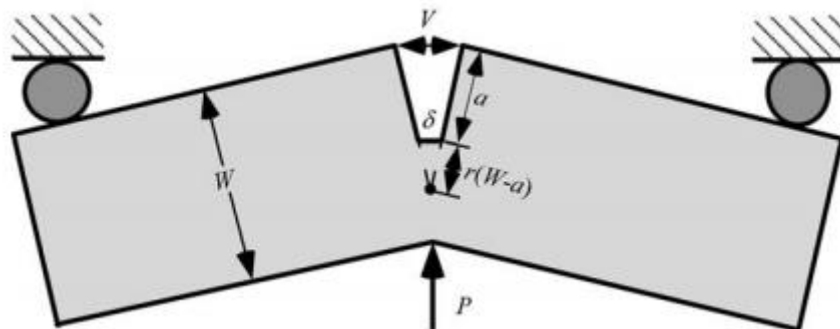


Figura 7: O modelo do ponto de articulação para a estimativa do CTOD pelo ensaio de flexão de três pontos [1].

A Figura 8 representa uma típica curva carga ( $P$ ) vs. deslocamento do ponto de aplicação da carga ( $LLD$ ) de um teste de CTOD. No início, esta curva apresenta comportamento linear, mas devido à deformação plástica, esta desvia de sua linearidade [7]. Assim, em um ponto qualquer da curva, o deslocamento é separado em componentes elástica e plástica por meio da construção de uma linha paralela à linha de carregamento elástico e o CTOD é estimado mediante a seguinte expressão:

$$\delta = \delta_{el} + \delta_p = \frac{K_I^2}{m\sigma_{YS}E'} + \frac{r_p(W-a)V_p}{r_p(W-a)+a} \quad \text{Equação 14}$$

onde os subscritos *el* e *p* denotam as componentes elástica e plástica do deslocamento *V*, respectivamente.

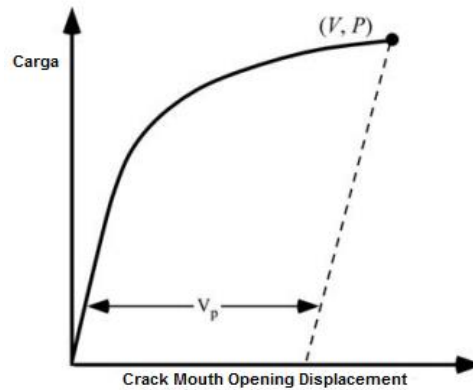


Figura 8: Representação esquemática do registro experimental P-V de um material com comportamento elasto-plástico [1].

### 2.3.2 O MÉTODO DA INTEGRAL *J*

O método da Integral *J* proposto por *Rice*, forneceu a base para a extensão da metodologia da Mecânica da Fratura além dos limites da MFLE. Essa metodologia tem forte embasamento matemático e pode ser vista como uma generalização dos métodos da Mecânica da Fratura Linear-Elastica, mas com equações particulares [1].

O comportamento mecânico dos metais no regime elasto-plástico pode ser descrito com grande precisão pelo modelo de *Ramberg-Osgood* [1], através da seguinte equação:

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left( \frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad \text{Equação 15}$$

onde,  $\sigma_0$  é uma tensão de referência (usualmente tensão de limite de escoamento);  $\varepsilon_0$  é uma deformação de referência ( $\sigma_0/E$ );  $\alpha$  é uma constante adimensional; e  $n$  é o expoente de encruamento do material. Na realidade, a equação de *Ramberg-Osgood* descreve o comportamento de um material elástico não-linear, mas para o caso de carregamentos monotônicos esta também se torna adequada para materiais de comportamento elasto-plástico [2].



Baseado em um material com comportamento não-linear, mais precisamente em materiais que seguem o modelo de Ramberg-Osgood, Rice propôs a utilização de um novo parâmetro de fratura. Este foi chamado de Integral  $J$ , e é definido como [7]:

$$J = \int_{\Gamma} (w dy - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x} ds) \quad \text{Equação 16}$$

onde,  $w$  é a densidade de energia de deformação;  $T_i$  é o vetor tração normal;  $u_i$  é o deslocamento na direção  $x$ ; e  $ds$  é um elemento diferencial de arco tomado sobre  $\Gamma$  (trajetória de integração), de acordo com a Figura 9.

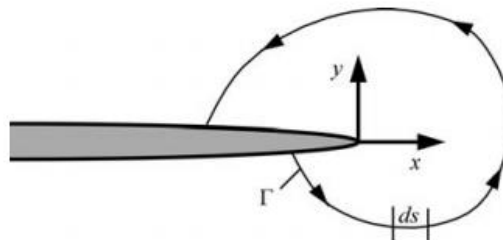


Figura 9: Caminho de integração arbitrário em torno da ponta da trinca [1].

Rice, demonstrou que o valor da Integral  $J$  era independente da trajetória de integração adotada em torno da ponta da trinca, de modo que esta pode ser escolhida da forma mais adequada para a simplificação de cálculos [7].

A definição de  $J$  também pode ser entendida como a taxa de liberação de energia  $G$  que, conforme descrito anteriormente, é definida como a mudança na energia potencial em função do crescimento de uma trinca em um material elástico. Assim, quando um material se comporta de maneira linear elástica, o cálculo de  $J$  é relativamente rápido e direto pois,  $J$  coincide com  $G$ , e  $G$  depende unicamente do fator de intensidade de tensões ( $K$ ), conforme pode ser visto através da Equação 17.

$$J = G = \frac{K^2}{E'} \quad \text{Equação 17}$$

No entanto, materiais que possuem comportamento elasto-plástico requerem alguns cuidados ao serem analisados. Afinal, parte da energia de deformação absorvida pelo material não é recuperada com o crescimento da trinca ou quando a estrutura é descarregada.

*Hutchinson e Rice e Rosengren* demonstraram que a Integral  $J$  é o parâmetro que controla o campo de tensões e deformações na região vizinha à ponta de uma trinca em

materiais com comportamento elasto-plástico descritos pela equação de Ramberg-Osgood. Esse campo foi posteriormente “batizado” como campo HRR (nomeado após *Hutchinson, Rice e Rosengren*) e é definido pelas seguintes equações [1][7]:

$$\sigma_{ij} = \sigma_0 \left( \frac{EJ}{\alpha \sigma_0^2 I_n r} \right)^{\frac{1}{n+1}} \tilde{\sigma}_{ij}(n, \theta) \quad \text{Equação 18}$$

e

$$\varepsilon_{ij} = \frac{\alpha \sigma_0}{E} \left( \frac{EJ}{\alpha \sigma_0^2 I_n r} \right)^{\frac{n}{n+1}} \tilde{\varepsilon}_{ij}(n, \theta) \quad \text{Equação 19}$$

onde,  $I_n$  é uma constante dependente de  $n$  e do estado de tensões e  $\tilde{\sigma}_{ij}$  e  $\tilde{\varepsilon}_{ij}$  são funções adimensionais exclusivamente dependentes de  $n$  e  $\theta$ .

Como pode ser visto através da Equação 18,  $J$  controla a intensidade de tensões e deformações na região vizinha à ponta da trinca. Ao analisar esta equação é possível observar que as tensões nesta região vizinha à ponta da trinca variam proporcionalmente a  $(1/r)^{\frac{1}{n+1}}$ . Assim, para valores de  $r$  muito pequenos (quando  $r \rightarrow 0$ ) as magnitudes dessas tensões se tornam extremamente elevadas, tendendo ao infinito, por outro lado, para valores de  $r$  muito grandes ( $r \rightarrow \infty$ ) as magnitudes das tensões tornam-se praticamente nulas. Logo, a solução HRR é válida somente para uma certa região, onde as magnitudes das tensões previstas por essas equações são similares às aplicadas realmente no material. Para essa região, em que tal solução é válida, a Integral  $J$  controla o processo de fratura do material de forma análoga ao que acontece com o fator de intensidade de tensões  $K$  em materiais elásticos lineares [1][2][8].

### 2.3.2.1 AVALIAÇÃO EXPERIMENTAL DA INTEGRAL $J$

*Landes e Begley* propuseram uma forma de medir experimentalmente a Integral  $J$  através da interpretação energética proposta por Rice [1]:

$$J = -\frac{1}{B} \left( \frac{\partial U}{\partial a} \right)_V \approx -\frac{1}{B} \left( \frac{\Delta U}{\Delta a} \right)_V \quad \text{Equação 20}$$

onde,  $B$  é a espessura do corpo de prova.

Em um trabalho analítico, *Rice et al.* apresentaram uma abordagem para avaliar experimentalmente o valor da integral  $J$  a partir do registro de uma curva carga ( $P$ ) vs. deslocamento do ponto de aplicação da carga ( $LLD$ ). Esta abordagem somente é válida se

a energia de deformação  $U$  puder ser determinada como a área abaixo desta curva [7]. Assim, para uma condição de controle de deslocamento, a expressão para o valor da integral  $J$  se transforma em:

$$J = -\frac{1}{B} \int_0^{\Delta} \left( \frac{\partial P}{\partial a} \right)_{\Delta} d\Delta \quad \text{Equação 21}$$

Uma relação mais geral para a estimar o valor da integral  $J$  foi proposta por *Sumpter* e *Turner* [9] como a soma das componentes elásticas e plásticas [7]:

$$J = \frac{\eta_{el} A_{el}}{Bb} + \frac{\eta_{pl} A_{pl}}{Bb} \quad \text{Equação 22}$$

onde,  $A_{el}$  e  $A_{pl}$  são as áreas elástica e plástica, respectivamente, abaixo da curva  $P$  vs.  $LLD$ , representadas na Figura 10;  $\eta_{el}$  e  $\eta_{pl}$  são fatores dependentes da geometria do corpo de prova e, em geral, dependentes de  $a/W$ , porém independentes das propriedades do material.

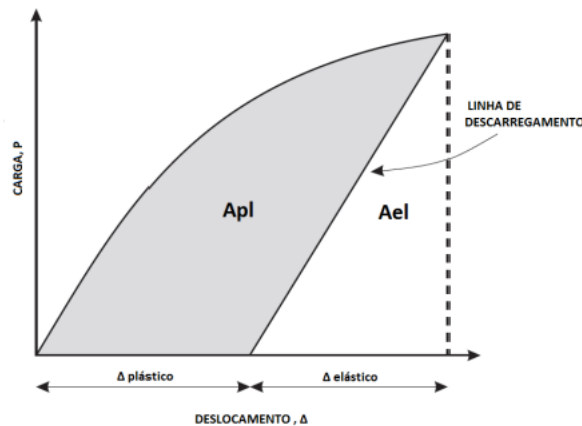


Figura 10: Representação das áreas elástica e plástica abaixo de uma curva Carga vs LLD [1].

A relação entre a parcela elástica de  $J$  e a taxa de liberação de energia  $G$ , permite o cálculo direto de  $J$  elástico através da solução do fator de intensidade de tensões  $K$  [7].

$$J = J_{el} + J_{pl} = \frac{K_I^2}{E'} + \frac{\eta_{pl} A_{pl}}{Bb} \quad \text{Equação 23}$$

Conforme pode ser observado, a determinação do valor do fator  $\eta_{pl}$  se torna a chave para a estimativa experimental do valor da Integral  $J$  e seu uso simplifica consideravelmente a determinação deste valor. Por meio da utilização da Equação 23, é

possível avaliar experimentalmente o valor da Integral  $J$  para qualquer tipo de corpo de prova através de um registro  $P$  vs.  $LLD$ .

## 2.4 CURVAS DE RESISTÊNCIA

O conceito de curvas de resistência, ou curvas  $R$ , é amplamente descrito e discutido em diversos textos, artigos e normas. Estas curvas descrevem a resistência à fratura de um determinado material em função do comprimento da trinca.

Em materiais de comportamento linear-elástico contendo uma trinca predominantemente em condições de deformação plana, a resistência ao crescimento da trinca é praticamente constante. Neste caso, ilustrado na primeira imagem da Figura 11, em termos da taxa de liberação de energia  $G$ , a fratura ocorre quando um valor crítico  $G_c$  é atingido. No caso de materiais elasto-plásticos, a curva de resistência ao crescimento de trincas apresenta um comportamento crescente. Assim, para a maioria das geometrias submetidas a carregamentos crescentes, uma pequena quantidade de crescimento estável de trinca precede à instabilidade, conforme pode ser observado na imagem à direita da Figura 11 [1]. Nesses casos, o ponto de instabilidade não ocorre para um valor constante e depende de fatores como o tamanho inicial da trinca e a geometria da estrutura [2].

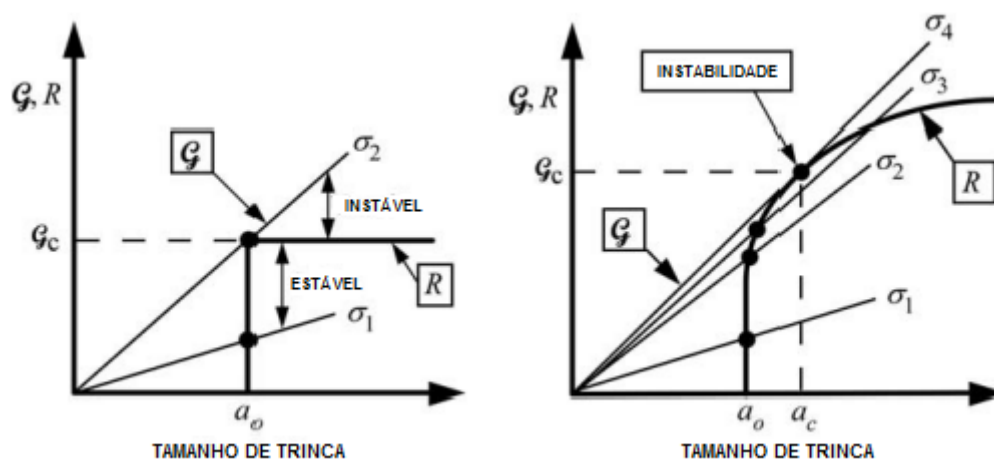


Figura 11: Representação esquemática da curva de resistência de uma material. A primeira curva apresenta um valor constante de  $R$ , enquanto que a segunda apresenta um formato crescente, ocasionando um crescimento estável de trinca antes da fratura [1].

Através da análise comparativa das curvas de força motriz para o crescimento da trinca ( $G_{\text{aplicado}}$ ) vs. curvas de resistência ao crescimento de trinca do material ( $R$  ou  $G_R$ ) é possível determinar que o crescimento instável de trinca ocorre quando:

$$G > R \quad \text{Equação 24}$$

e

$$\frac{dG}{da} \geq \frac{dR}{da} \quad \text{Equação 25}$$

Em casos onde apenas uma destas condições é atingida o crescimento de trinca não ocorre de forma instável, este passa a acontecer de maneira estável.

Para materiais elasto-plásticos, a representação de curvas de resistência, normalmente é realizada em termos da Integral  $J$  ou do CTOD a partir de ensaios com geometrias específicas e feitos sob controle de deslocamento. Tais materiais exibem uma curva  $R$  crescente, onde os valores de  $J$  e CTOD aumentam com o crescimento da trinca. A Figura 12 representa uma curva de resistência típica para um material dúctil, apresentando os diferentes estágios durante o crescimento de uma trinca.

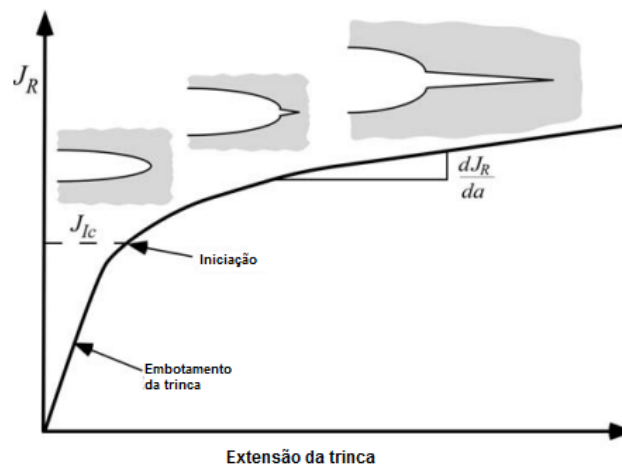


Figura 12: Curva de resistência típica com os diferentes estágios do crescimento de trinca [1].

No estágio inicial de deformação, a curva  $J-R$  apresenta elevada inclinação, exibindo, devido ao embotamento, um crescimento de trinca aparente. Com o aumento de  $J$  aplicado, a partir de um certo valor, a trinca avança. Se certos requisitos forem atendidos, este valor de iniciação ( $J_{Ic}$ ) passa a ser considerado uma propriedade do material (tenacidade à fratura). A definição deste valor, é feita por meio do ponto de interseção da

curva  $J$ - $R$  com uma reta de inclinação igual a linha de embotamento (*blunting line* ou linha de construção) deslocada de 0,2 milímetros na direção positiva do eixo das abscissas [1][2].

Para a construção de curvas  $J$ - $R$  os valores de  $J$  são facilmente calculados a partir dos registros  $P$ - $LLD$ , porém a evolução do comprimento de trinca ao longo do teste é muito mais complicada de ser avaliada. Para isso, existem diferentes técnicas experimentais para a determinação dos comprimentos de trinca instantâneos durante o teste. A seguir, algumas dessas técnicas serão apresentadas.

## 2.4.1 TÉCNICAS PARA ESTIMATIVAS DO COMPRIMENTO DA TRINCA

### 2.4.1.1 DESCARGAS PARCIAIS

Uma das técnicas mais difundidas para estimar o comprimento de trinca ao longo do teste é o método das descargas parciais, o qual se baseia na relação entre a flexibilidade elástica da estrutura (*compliance*, inverso da rigidez) com o comprimento de trinca. Assim, durante o ensaio, a variação do valor da flexibilidade elástica, devido ao crescimento de trinca, é medida mediante descargas parciais em determinados pontos [1]. Para a validação da técnica, *Clarke* [12] mostrou que pequenos descarregamentos durante o teste não interferem no resultado do ensaio.

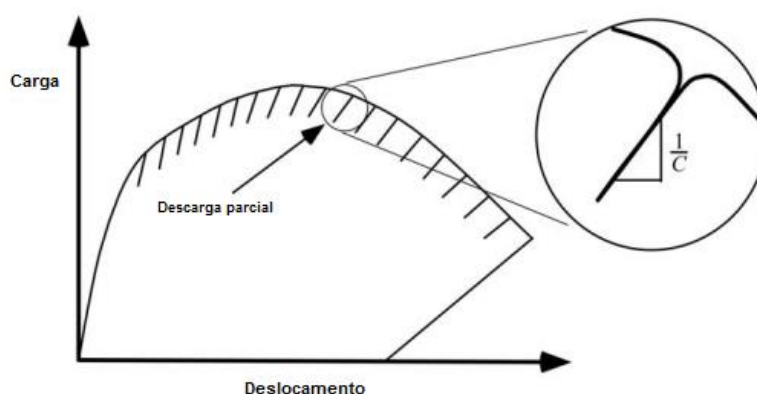


Figura 13: Representação do registro (“carga vs deslocamento”) para a avaliação do crescimento de trinca através da técnica de descargas parciais [1].

Com isso, através de um único ensaio, e a partir de apenas um registro carga ( $P$ ) vs. deslocamento (ou abertura) da boca do entalhe ( $CMOD$ ) (Figura 13), é possível estimar o crescimento de trinca a partir dos valores de inclinação de cada descarga parcial. A partir do mesmo registro é possível também calcular o valor de  $J$  e/ou  $CTOD$  no início de cada descarga. Como resultado, esta técnica permite determinar os pares “tenacidade - comprimento de trinca” para cada descarga, que após o ajuste matemático dos pontos qualificados fornece a curva de resistência do material.

A técnica de descargas parciais é o método mais utilizado, pela norma ASTM E1820, para a avaliação da tenacidade à fratura dos materiais. Porém, em razão da necessidade de instrumentação específica (extensômetros de fratura), sua implementação torna-se complicada sob condições severas, como por exemplo, elevadas temperaturas ou ambientes agressivos. Para tais casos, o método de normalização pode ser mais adequado, uma vez que não utiliza instrumentos de medição específicos para a obtenção de curvas de resistência (curvas  $J-R$ ) [11].

#### **2.4.1.2 NORMALIZAÇÃO**

A técnica de Normalização, proposta inicialmente por Ernst et al. [13], permite a construção de uma curva  $J-R$  a partir dos dados do registro carga ( $P$ ) vs. deslocamento do ponto de aplicação da carga ( $LLD$ ) e do conhecimento dos comprimentos de trinca inicial e final físicos avaliados a partir das superfícies de fratura. A utilização deste método não requer instrumentação específica de medição (extensômetro de fratura), sendo, portanto, uma boa alternativa para ser implementado em testes sob condições severas, como elevadas temperaturas ou ambientes agressivos [11][14][15][16].

Esta técnica, já incorporada à norma ASTM E1820 [11], se baseia no princípio da relação única entre carga ( $P$ ), deslocamento do ponto de aplicação da carga ( $v$  ou  $LLD$ ) e comprimento de trinca ( $a_i$ ) para uma certa geometria. Assim, a partir do processamento matemático dos dados experimentais, a determinação de valores normalizados de carga ( $P_N$ ) e deslocamento plástico ( $v_{pl}$ ) deve ser realizada, obtendo-se assim uma nova curva particular [14][15][16], a qual deve ser estabelecida para cada tipo de geometria específica. A partir desta curva normalizada, exemplificada através da Figura 14, o ajuste de uma determinada função de normalização analítica se faz necessário, o que é realizado mediante métodos numéricos.

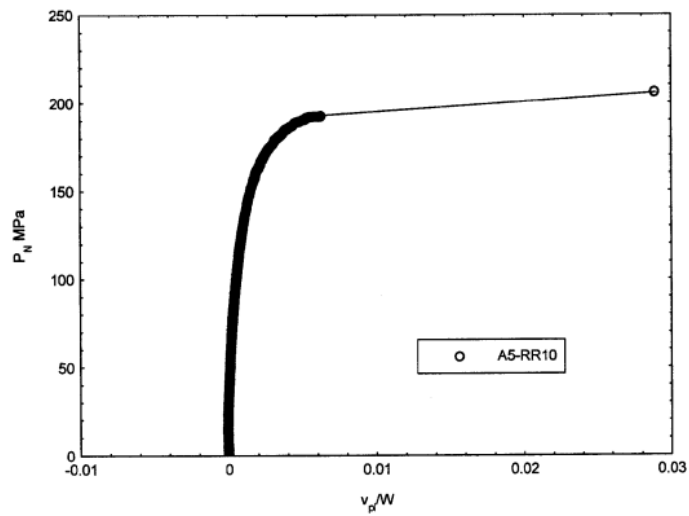


Figura 14: Representação típica de uma curva universal para um determinado material [11].

Após o ajuste e a determinação dos coeficientes da função analítica, é possível determinar os comprimentos instantâneos de trinca relacionados com os valores de carga ( $P$ ) e deslocamento da linha carga ( $LLD$ ) do registro. Então, por meio destes valores de  $P$ ,  $LLD$  e  $a_i$  para cada par de pontos, as equações descritas no Anexo 1 da norma ASTM E1820 [11] podem ser usadas para calcular os valores da Integral  $J$  em cada ponto. Com isso, pares “tenacidade - comprimento de trinca” são obtidos como resultado. A análise posterior dos pares de pontos (qualificação, etc.) para a determinação das curvas  $J-R$  é similar aos métodos convencionais [11].



## 3 MATERIAIS E MÉTODOS

### 3.1 MATERIAIS

Os testes de fratura foram realizados no metal da solda longitudinal de tubos de aço API X65 utilizados em tubulações para exploração de petróleo offshore. Esses tubos foram fabricados através do processo U-O-E. Esse processo, altamente produtivo, é apresentado esquematicamente na Figura 15.

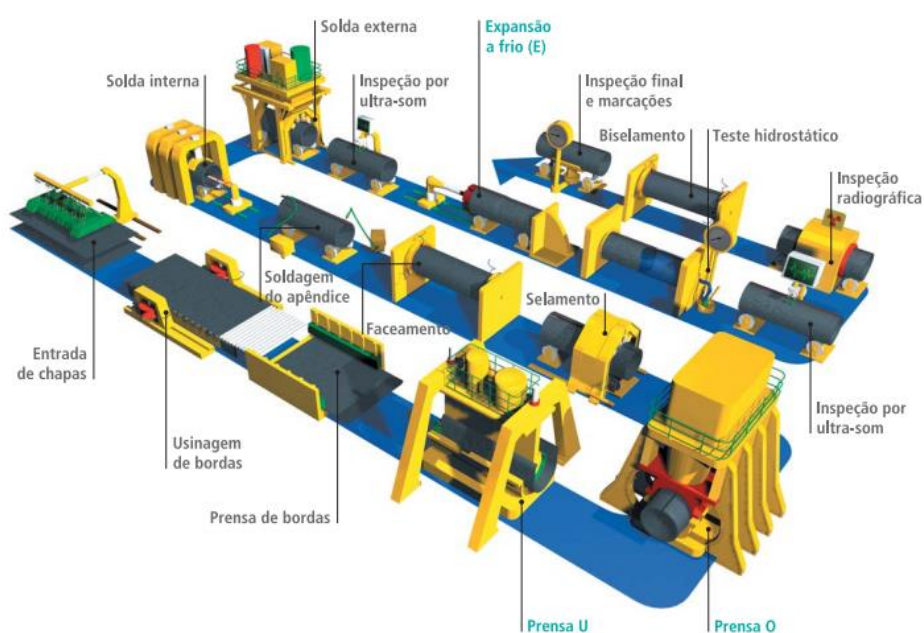


Figura 15: Representação das etapas do processo de fabricação UOE.

No processo U-O-E a fabricação dos tubos inicia-se com a conformação das chapas originais por meio de prensas. Na prensa U, a chapa é apoiada sobre a mesa e com a aplicação de uma força em seu centro, através de um punção, as laterais fecham-se, formando um U. O fechamento do tubo é concluído através da prensa O, que consiste em matrizes superiores e inferiores com raios pré-determinados. A chapa proveniente da prensa U é comprimida com a utilização da matriz superior obtendo a forma de O. Após o processo inicial de conformação, os tubos são lavados interna e externamente para a eliminação de impurezas e, em seguida, secados através de ar quente para poderem ser soldados. A soldagem longitudinal é realizada através do processo de arco submerso (SAW) utilizando a técnica tandem, com 4 arames atuando na mesma poça de fusão. Após

a soldagem longitudinal os tubos encontram-se praticamente prontos, mas são submetidos a uma expansão a frio, que visa calibrar o diâmetro estabelecido por norma. Em seguida, testes não destrutivos são executados para controle da qualidade. Uma vez fabricados, alguns tubos são submetidos a um ciclo térmico para a aplicação de um recobrimento anticorrosivo, enquanto que outros não sofrem tratamento algum. Em ambos os casos, a região de análise foi a região do metal de solda longitudinal. A Figura 16, representa as regiões de retirada dos corpos de prova de tração e de fratura. A Tabela 1 apresenta a composição química nominal de aços API X65, especificada na norma API 5L [17].

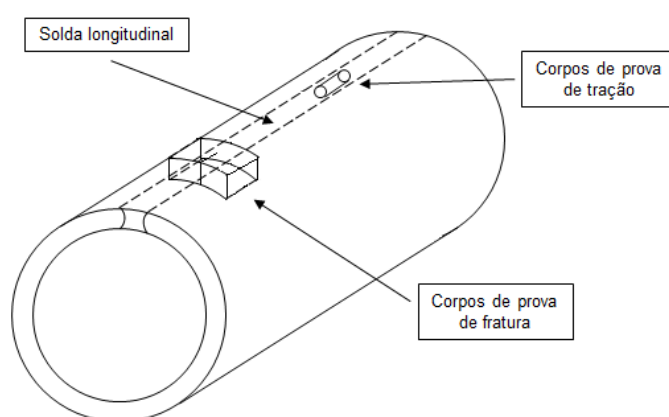


Figura 16: Representação das regiões de retirada dos corpos de prova de tração e de fratura.

Tabela 1: Composição química nominal especificada pela norma técnica API 5L para aços API X65.

Elemento	% Máxima
C	0,22
Mn	1,45
P	0,025
S	0,015
Ti	0,06
(Nb + V + Ti)	0,15

Para a obtenção das propriedades mecânicas em tração foram realizados três ensaios em corpos de prova de geometria cilíndrica (Figura 17) para cada tipo de metal de solda analisado. A Tabela 2 apresenta os resultados desses testes (média de três testes). Os valores de tensão de limite de escoamento e tensão de resistência máxima foram calculados a partir das curvas tensão vs. deformação experimentais.

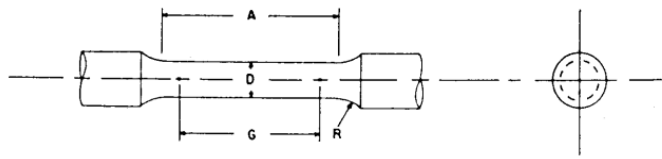


Figura 17: Representação de corpos de prova de tração de geometria cilíndrica [20].

Tabela 2: Propriedades mecânicas dos metais de solda resultantes dos ensaios de tração.

	<b>Metal de solda de aço API X65 com recobrimento</b>	<b>Metal de solda de aço API X65 sem recobrimento</b>
$\sigma_{YS}$ [MPa]	617,74	605,41
$\sigma_R$ [MPa]	631,83	624,67

### 3.2 GEOMETRIA DOS CORPOS DE PROVA

Foram utilizados corpos de prova de fratura com geometria de flexão em 3 pontos SE(B), com o entalhe localizado no centro da solda longitudinal. As trincas foram posicionadas na orientação CL [19]. A Figura 18 apresenta a geometria dos corpos de prova analisado incluindo um detalhe do entalhe, usinado por eletroerosão a fio. A Tabela 3 apresenta as dimensões dos corpos de prova testados.

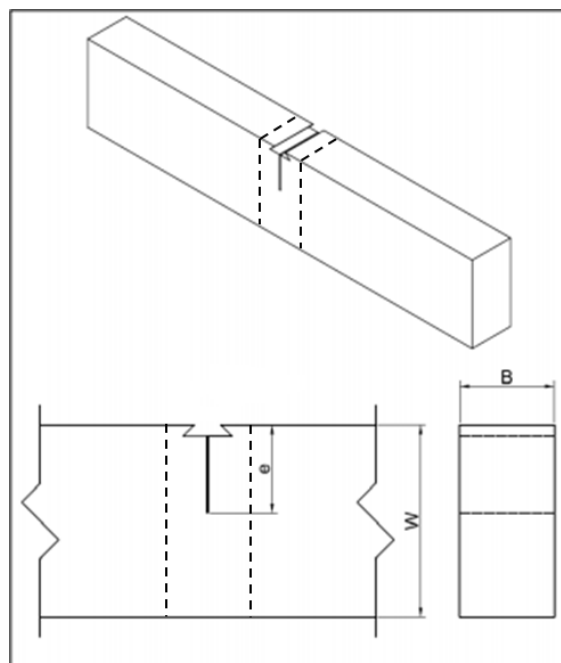


Figura 18: Representação esquemática da geometria do corpo de prova, assim como da região da solda, indicando as principais dimensões.

Tabela 3: Principais dimensões dos corpos de prova para os materiais analisados.

Dimensões	Metal de solda de aço API X65 com recobrimento	Metal de solda de aço API X65 sem recobrimento
W [mm]	48,06	48,14
B [mm]	24,00	24,00
e [mm]	22,53	22,57

### 3.3 METODOLOGIA

Os procedimentos experimentais para a obtenção das curvas de resistência dos materiais (curvas  $R$ ) e para a obtenção dos valores de  $J_{IC}$ , foram executadas de acordo com a norma ASTM E1820 [11]. Para a avaliação do comprimento de trinca ao longo dos testes dois métodos diferentes foram utilizados, o método de descargas parciais e o método de normalização. No que se refere à geometria, à preparação das amostras (pré-trincamento por fadiga, etc.) e ao ensaio das mesmas, ambas as técnicas não possuem diferenças. Já os resultados, são obtidos a partir de registros diferentes. No método de descargas parciais é utilizado o registro carga vs. deslocamento da abertura da boca do entalhe  $P-CMOD$  (requer extensômetro apropriado), enquanto que no método de normalização é utilizado o registro carga vs. deslocamento do ponto de aplicação da carga  $P-LLD$ . Com isso, apenas um ensaio para cada tipo de aço foi realizado e a partir de seus registros, a construção das curvas de resistência e a tenacidade à fratura puderam ser avaliadas e comparadas através das duas técnicas.

### 3.4 ENSAIO DE FRATURA

Foram realizados testes de fratura à temperatura ambiente, utilizando uma máquina servo-hidráulica da marca MTS Landmark com uma célula de carga com capacidade máxima de 100 kN. Foi utilizado um extensômetro de mecânica da fratura (clip-gauge) MTS modelo 632.03F-31 de 12 mm de curso útil. Após a usinagem, a primeira etapa na preparação dos corpos de prova é o pré-trincamento por fadiga. Ambos os corpos de prova analisados possuem relação de trinca inicial a altura  $a_0/W \approx 0,5$ . O valor da carga máxima aplicada durante o pré-trincamento é calculada segundo a Equação 26. Já o valor da carga mínima, corresponde à 10% do valor desta carga.

$$P_m = \frac{0,5Bb_0^2\sigma_Y}{S}$$

Equação 26

onde, B é a espessura do corpo de prova;  $b_0$  é o ligamento remanescente inicial;  $\sigma_Y$  é a tensão média entre a tensão de limite de escoamento ( $\sigma_{YS}$ ) e a tensão de resistência ( $\sigma_R$ ); e S é a distância entre os apoios (roletes) posicionados paralelamente.

Após a etapa de pré-trincamento, o extensômetro é colocado na boca do entalhe para então o conjunto ser alinhado e centralizado em sua posição (Figura 19).



Figura 19: Corpo de prova de fratura com geometria de flexão em 3 pontos SE(B) sendo testado.

Para a validação das soluções das equações do método de normalização, os ensaios foram realizados seguindo os procedimentos adotados pelo método de descargas de parciais. Foi utilizado o software MultiPurpose Elite que possui um módulo para testes de mecânica da fratura segundo a norma ASTM E1820 [11]. Assim, seguindo este procedimento padrão, os corpos de prova foram carregados até 90% da carga máxima aplicada para o pré-trincamento e submetidos a 3 ciclos de descarregamento e carregamento com a finalidade de estimar o comprimento de trinca inicial por meio dos valores de flexibilidade elástica (*compliance*). Após esta etapa, os corpos de prova foram submetidos a testes de fratura sob controle de deslocamento, sendo submetidos a descarregamentos parciais em intervalos pré-determinados, geralmente até pouco após de atingido o valor de carga máxima. A Figura 20 representa o corpo de prova antes e depois de testado. Após os testes, os corpos de prova devem ser totalmente fraturados para a

medição dos comprimentos de trinca físicos inicial e final. Porém, antes disso, uma oxidação das superfícies de fratura deve ser feita com o intuito de revelar o crescimento estável de trinca durante os testes.

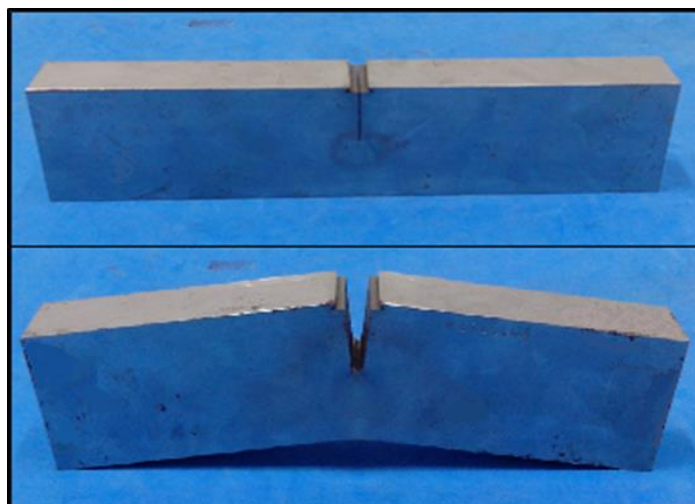


Figura 20: Imagens referentes ao corpo de prova de geometria SE(B) antes (imagem superior) e depois (imagem inferior) de ser testado.

Assim, com o intuito de oxidar a superfície de fratura para facilitar a medição do crescimento de trinca, os corpos de prova foram submetidos à um tratamento de tingimento térmico (*heat tinting*). Para estes casos, foi utilizada uma temperatura de aproximadamente 400°C por um período de 1 hora. Em seguida os corpos de prova foram mergulhados em um recipiente contendo nitrogênio líquido, para que após a estabilização do sistema através do equilíbrio térmico, estes fossem totalmente fraturados. Assim, com o auxílio da máquina servo-hidráulica, os corpos de prova foram quebrados, em temperaturas muito baixas, de modo a minimizar qualquer deformação plástica adicional.

Após este procedimento, medições dos comprimentos de trinca inicial e final foram feitas, utilizando um projetor de perfis de bancada Starret HE400. As medições para os dois espécimes foram feitas baseadas em conformidade com a norma BSI 7448 [18]. Este cálculo é realizado através da média, entre 9 medidas igualmente espaçadas, conforme a Equação 27.

$$a_{(0 \text{ ou } f)} = \frac{1}{8} \left( \frac{a_1 + a_9}{2} + \sum_{i=2}^{i=8} a_i \right) \quad \text{Equação 27}$$

onde,  $a_0$  é o comprimento inicial da trinca, medido a partir da superfície do corpo de prova até o final da trinca de fadiga; e  $a_f$  é o comprimento final da trinca após o ensaio, medido através da superfície do corpo de prova até o limite do crescimento estável da trinca.

## 3.5 PROCESSAMENTO DE DADOS

### 3.5.1 AVALIAÇÃO DAS CURVAS DE RESISTÊNCIA

Nesta seção, serão explicitados os cálculos necessários para a obtenção das curvas de resistência (curvas  $R$ ) de acordo com as duas metodologias. As equações descritas seguem o procedimento padrão adotado pela norma ASTM E1820 [11]. Ambas as metodologias foram processadas através de códigos de programação em VBA (Excel), e auxiliadas, em determinados cálculos, pelo software Origin. Estes códigos de programação, além de apresentarem resultados idênticos aos cálculos realizados “passo-a-passo”, foram importantes na economia de tempo de análise.

#### 3.5.1.1 ESTIMATIVA DOS COMPRIMENTOS DE TRINCA

##### 3.5.1.1.1 DESCARGAS PARCIAIS

A estimativa do comprimento de trinca em testes de corpos de prova SE(B) utilizando o método de descargas parciais é feita a partir da seguinte equação:

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

Equação 28

com,

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

Equação 29

onde,  $C_i = (\Delta C M O D / \Delta P)$  para cada sequência de descarregamento e carregamento;  $B_e = B - (B - B_N)^2 / B$ , neste caso  $B_e = B$ , devido ao corpo de prova não possuir entalhes laterais.

As medidas do crescimento de trinca ( $\Delta a_i$ ) para cada descarga  $i$ -ésima são calculadas através da Equação 30:

$$\Delta a_i = a_i - a_{0q} \quad \text{Equação 30}$$

onde,  $a_{0q}$  é o comprimento de trinca inicial, obtido por meio dos valores de  $a$  estimados através da Equação 26 para as 3 primeiras sequências de descarregamento e carregamento realizadas antes de atingir a carga máxima do procedimento de pré-trincamento.

### 3.5.1.1.2 NORMALIZAÇÃO

Para a obtenção das curvas de resistência (curvas  $R$ ) pelo método de normalização, é necessário estimar os valores dos comprimentos de trinca instantâneos compreendidos, basicamente, entre os comprimentos de trinca físicos inicial e final, medidos a partir das superfícies de fratura. Para este processo, o registro carga ( $P$ ) vs. deslocamento do ponto de aplicação da carga ( $LLD$ ) é utilizado. Conforme descrito anteriormente, uma vantagem em relação à outras técnicas que necessitam de instrumentos de medição específicos. Porém, neste caso, o registro passou por um tratamento de redução de dados, também através de um código de programação em VBA. Assim, após a redução, todos os valores de carga ( $P_i$ ) anteriores ao valor de carga máxima devem ser normalizados de acordo com a equação a seguir:

$$P_{Ni} = \frac{P_i}{WB[W - a_{bi}/W]^{\eta_{pl}}} \quad \text{Equação 31}$$

onde,  $W$  é a altura do corpo de prova;  $B$ , a espessura;  $\eta_{pl} = 2$  no caso de corpos de prova de geometria SE(B);  $a_{bi}$  é o comprimento de trinca embotado corrigido, calculado segundo a equação a seguir:

$$a_{bi} = a_0 + \frac{J_i}{2\sigma_Y} \quad \text{Equação 32}$$

com,

$$J_i = \frac{(K_i)^2(1-\nu^2)}{E} + J_{pli} \quad \text{Equação 33}$$

onde,  $a_0$  é o comprimento físico de trinca inicial;  $\sigma_Y$  é a tensão de escoamento efetiva (média entre a tensão de limite de escoamento e a tensão de limite de resistência);  $K_i$  é o fator de intensidade de tensões;  $E$  é o módulo de elasticidade de Young;  $\nu$  é o coeficiente de Poisson; e  $J_{pli}$  é a parcela plástica da Integral J, calculada de acordo com a seguinte equação:



$$J_{pl(i)} = \left[ J_{pl(i-1)} + \left( \frac{\eta_{pl(i-1)}}{b_{(i-1)}} \right) \left( \frac{A_{pl(i)} - A_{pl(i-1)}}{B_N} \right) \right] X \left[ 1 - \gamma_{pl(i-1)} \left( \frac{a_{(i)} - a_{(i-1)}}{b_{(i-1)}} \right) \right] \text{Equação 34}$$

onde,  $\eta_{pl(i-1)} = 1.9$  e  $\gamma_{pl(i-1)} = 0.9$  se o deslocamento da linha de carga é utilizado para calcular a  $A_{pl}$ , caso deste trabalho;  $b_i = W - a_i$ ;  $B_N = B$ , também, no caso deste trabalho; e  $A_{pl}$  é a área plástica, calculada através da seguinte equação:

$$A_{pl(i)} = A_{pl(i-1)} + [P_{(i)} + P_{(i-1)}][v_{pl(i)} - v_{pl(i-1)}]/2 \text{Equação 35}$$

onde,  $v_{pl(i)}$  é a componente plástica da linha de carga ou do CMOD, e igual a  $v_{pl(i)} = v_i - (P_{(i)}C_{(i)})$ , com  $C_{(i)}$  calculado através da Equação 37.

Para cada valor de carga normalizado existe um valor de deslocamento plástico normalizado. Assim, para cada deslocamento do ponto de aplicação da carga ( $v$ ) um deslocamento plástico normalizado  $v'_{pli}$  é obtido. A equação que normaliza os valores de deslocamento do ponto de aplicação da carga ( $v_i$ ) é:

$$v'_{pli} = \frac{v_{pli}}{W} = \frac{v_i - P_i C_i}{W} \text{Equação 36}$$

onde,  $C_i$  é a flexibilidade elástica (*compliance*) no deslocamento do ponto de aplicação da carga do corpo de prova baseada nos valores de comprimento de trinca  $a_{bi}$ , calculada utilizando a Equação 37:

$$C_{(i)} = \frac{1}{EB_e} \left( \frac{S}{W - a_{bi}} \right)^2 X \left[ 1.193 - 1.98 \left( \frac{a_{bi}}{W} \right) + 4.478 \left( \frac{a_{bi}}{W} \right)^2 - 4.443 \left( \frac{a_{bi}}{W} \right)^3 + 1.739 \left( \frac{a_{bi}}{W} \right)^4 \right]$$

$$\text{Equação 37}$$

onde,  $B_e = B$ , devido ao corpo de prova não possuir entalhes laterais.

Para a obtenção do ponto final, o último par carga ( $P$ ) vs. deslocamento do ponto de aplicação da carga ( $v$  ou  $LLD$ ) deve ser normalizado utilizando as mesmas equações acima descritas (Equação 31 a 37). No entanto, a obtenção é feita utilizando o valor do comprimento de trinca físico final ( $a_f$ ).

Assim, através destes valores de carga e deslocamento normalizados, um ajuste, a partir de uma determinada função de normalização, deve ser realizado. Conforme descrito na referida norma, deve-se utilizar apenas os valores de deslocamento plástico normalizado maiores que 0,001 e executá-lo de acordo com a seguinte equação:

$$P_N = \frac{a + bv'_{pl} + cv'_{pl}^2}{d + v'_{pl}} \text{Equação 38}$$

onde, a, b, c e d são os coeficientes de ajuste. Para a realização desta etapa, foi utilizado o software Origin. Após a obtenção dos coeficientes da função de ajuste, um procedimento de iteração deve ser feito para que os valores de  $P_{Ni}$  e  $v'_{pli}$  satisfaçam a Equação 38. Isso é feito através do ajuste de  $a_i$ . A partir destes valores de  $a_i$ , em conjunto com os valores de carga ( $P_i$ ) e deslocamento da linha de carga ( $v_i$ ), as equações padrões, disponibilizadas no Anexo 1 da norma ASTM E1820 [11], devem ser usadas para o cálculo da Integral  $J$  em cada ponto. Como resultado, curvas de resistência (curvas  $R$ ) são construídas através dos pares  $J-\Delta a$ , e a tenacidade à fratura do material pode ser avaliada.

### 3.5.1.2 INTEGRAL $J$

Após a estimativa dos valores dos comprimentos de trinca instantâneos ( $a_i$ ), estes devem ser utilizados para o cálculo da Integral  $J$  em cada ponto. Para o método de descargas parciais, os valores de  $J$  devem ser calculados no início de cada descarga. Já para o método de normalização, estes devem ser calculados em cada ponto  $P$ -LLD obtido a partir do registro reduzido. Para a realização de tal procedimento, foram utilizadas as seguintes equações:

$$J_i = \frac{K_i^2 (1-\nu^2)}{E} + J_{pli} \quad \text{Equação 39}$$

onde,  $K_i$  é calculado através da seguinte equação:

$$K_i = \left[ \frac{P_i S}{(B B_N)^{1/2} W^{3/2}} \right] f(a_i/W) \quad \text{Equação 40}$$

com,

$$f\left(\frac{a_i}{W}\right) = \frac{3\left(\frac{a_i}{W}\right)^{1/2} \left[ 1,99 - \left(\frac{a_i}{W}\right) \left(1 - \frac{a_i}{W}\right) \left( 2,15 - 3,93 \left(\frac{a_i}{W}\right) + 2,7 \left(\frac{a_i}{W}\right)^2 \right) \right]}{2 \left( 1 + 2 \frac{a_i}{W} \right) \left( 1 - \frac{a_i}{W} \right)^{3/2}} \quad \text{Equação 41}$$

e onde,  $P_i$  é a força aplicada imediatamente antes do descarregamento; e  $B_N = B$  (para corpos de prova sem entalhe lateral).

A componente plástica da Integral  $J$ , na Equação 39, é calculada conforme as Equações 34 e 35, descritas neste trabalho, utilizando os mesmos parâmetros e valores adotados naquele caso, ou seja,  $b_i = W - a_i$ ,  $B_N = B$ ,  $\eta_{pl} = 1.9$  e  $\gamma_{pl} = 0.9$ . No caso do método de normalização, vale ressaltar que, de acordo com a norma ASTM E1820, a flexibilidade elástica - *compliance* - ( $C_i$ ) utilizada para o cálculo da área plástica (Equação

35) deve ser calculada através da Equação 37, e não mediante a flexibilidade elástica – *compliance* - experimental. De fato, durante aplicação do método de normalização os valores de *compliance* não são avaliados experimentalmente pois não precisam ser conhecidos.

### 3.5.1.2.1 CONSTRUÇÃO DA CURVA J-R

Com a obtenção dos valores da Integral J e de seus correspondentes valores de crescimento de trinca ( $\Delta a$ ) para ambos os métodos, as construções das curvas J-R podem ser realizadas. O procedimento padrão para a determinação destas curvas é feito conforme as seguintes etapas:

**Ajuste de  $a_{0q}$ :** Esta etapa deve ser realizada somente em caso de utilização do método de descargas parciais.

▪ Identificar os pontos J- $\Delta a$  calculados antes de atingirem a carga máxima no ensaio e realizar uma correção de  $a_{0q}$  através de um ajuste conforme a seguinte equação:

$$a_i = a_{0q} + \frac{J_i}{2\sigma_Y} + BJ_i^2 + CJ_i^3 \quad \text{Equação 42}$$

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

**Cálculo de  $J_q$ :** A partir desses novos valores revisados, uma nova estimativa para os valores de J e  $\Delta a$  finais que serão utilizados nos procedimentos seguintes, deverá ser realizada.

▪ Após a revisão dos valores, plotar os “novos” pares J-  $\Delta a$ .

▪ Plotar, neste mesmo gráfico, uma linha de construção definida de acordo com a seguinte equação:

$$J = 2\sigma_Y \Delta a \quad \text{Equação 43}$$

▪ Plotar três retas paralelas à linha de construção, interceptando o eixo das abscissas em 0.15 mm, 0.5 mm e a outra em 1.5 mm.

▪ Calcular e construir uma reta horizontal de exclusão definida conforme a equação a seguir:

$$J_{limit} = b_0 \sigma_Y / 7,5 \quad \text{Equação 44}$$

▪ Após a realização dos passos acima, ao menos um ponto deve estar localizado entre as linhas de exclusão 0.15 mm e 0.5 mm, assim como entre as linhas 0.5 mm e 1.5 mm. A Figura 210 ilustra essa região de pontos qualificados.

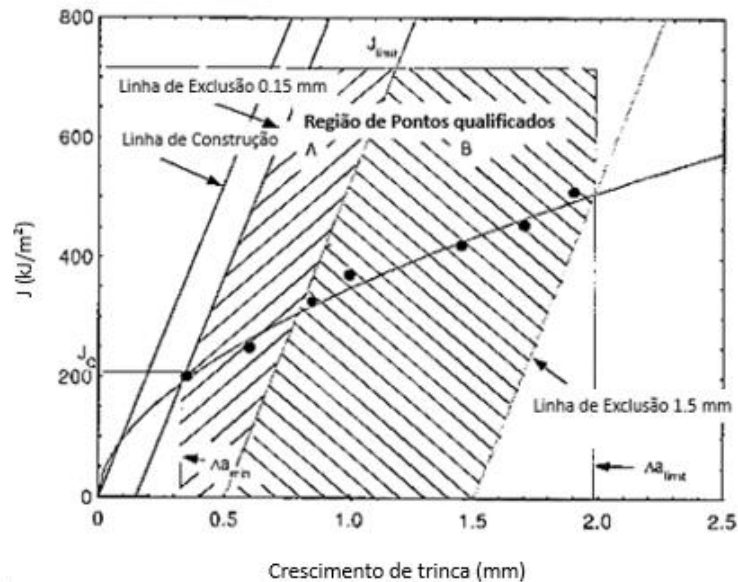


Figura 21: Definição da região de qualificação dos pontos para curva J-R [11].

▪ A partir dos pontos localizados na região de qualificação, um ajuste deve ser feito através da Equação 45. Para a realização do ajuste, a região deve conter ao menos 5 pontos.

$$J = C1(\Delta a)^{C2} \quad \text{Equação 45}$$

▪ Plotar uma reta paralela à linha de construção interceptando o eixo das abcissas em 0.2 mm.

▪ Assim, um valor candidato à tenacidade de iniciação  $J_Q$ , pode ser definido através da interseção da curva com a reta paralela à linha de construção deslocada por 0.2 mm, conforme a Figura 22.

**Qualificação de  $J_Q$ :** Tal valor candidato à tenacidade de iniciação  $J_Q$  será considerado um valor de tenacidade à fratura  $J_{IC}$  se:

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

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

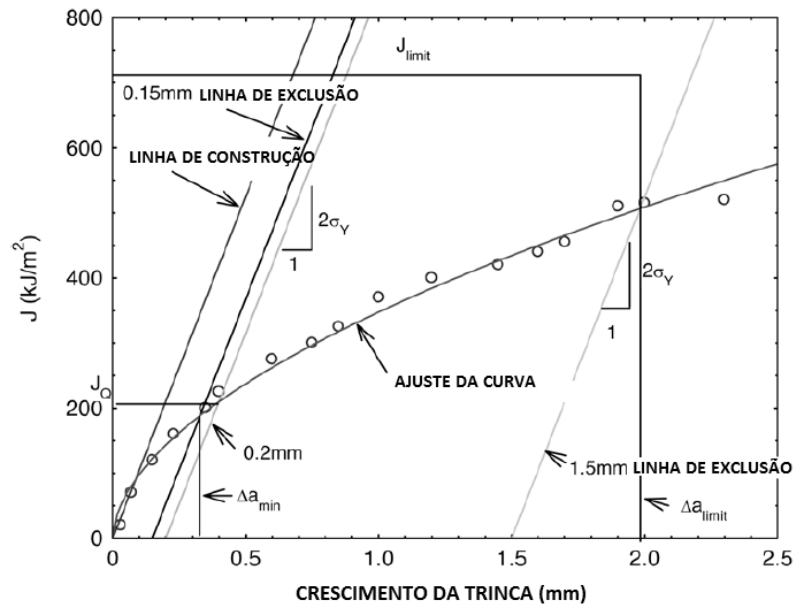


Figura 22 Representação da linha de qualificação do valor candidato à tenacidade de iniciação  $J_{IC}$  e estimativa para esse valor [11].

## 4 RESULTADOS

### 4.1 REGISTROS CARGA-DESLOCAMENTO

Os registros experimentais carga vs. deslocamento do ponto de aplicação da carga (*P-LLD*) e carga vs. abertura da boca do entalhe (*P-CMOD*) são apresentados nas Figuras 23 a 26. Nesses registros é possível observar as descargas parciais necessárias para as estimativas dos comprimentos de trinca através do método de descargas parciais.

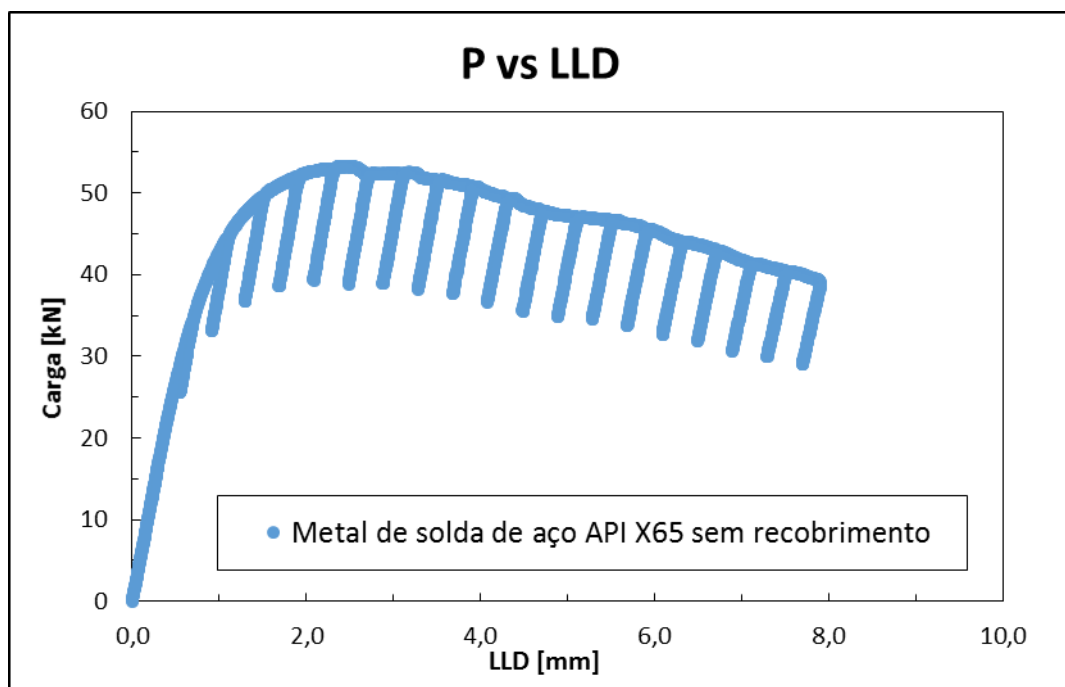


Figura 23: Registro Carga vs Deslocamento do ponto de aplicação da carga para o metal de solda de aço API X65 sem recobrimento.

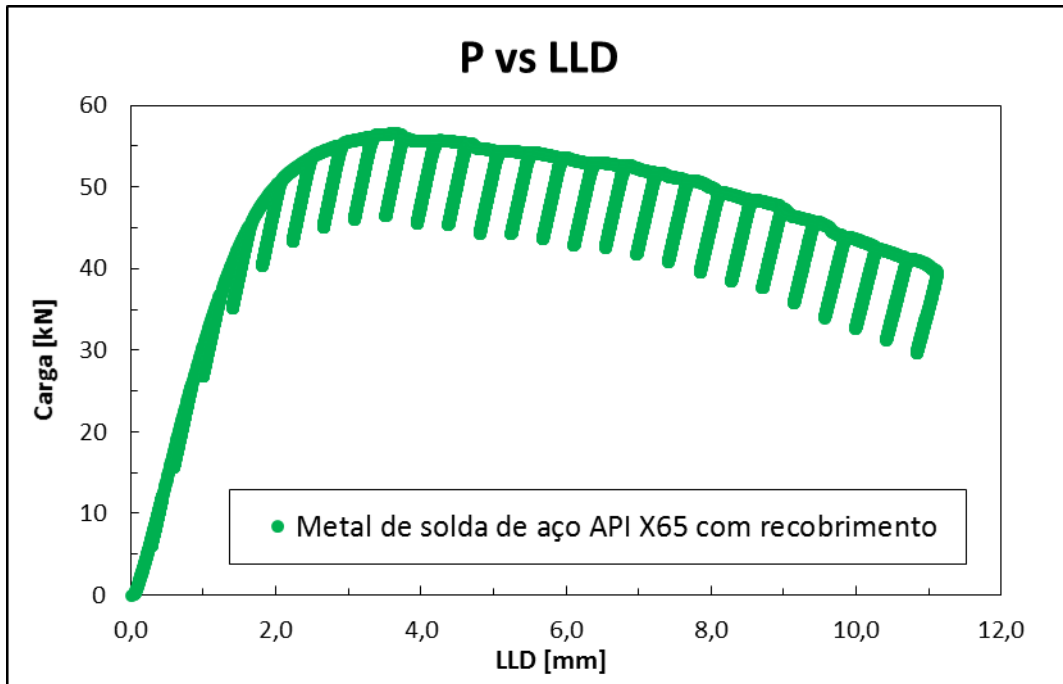


Figura 24: Registro Carga vs Deslocamento do ponto de aplicação da carga para o metal de solda de aço API X65 com recobrimento.

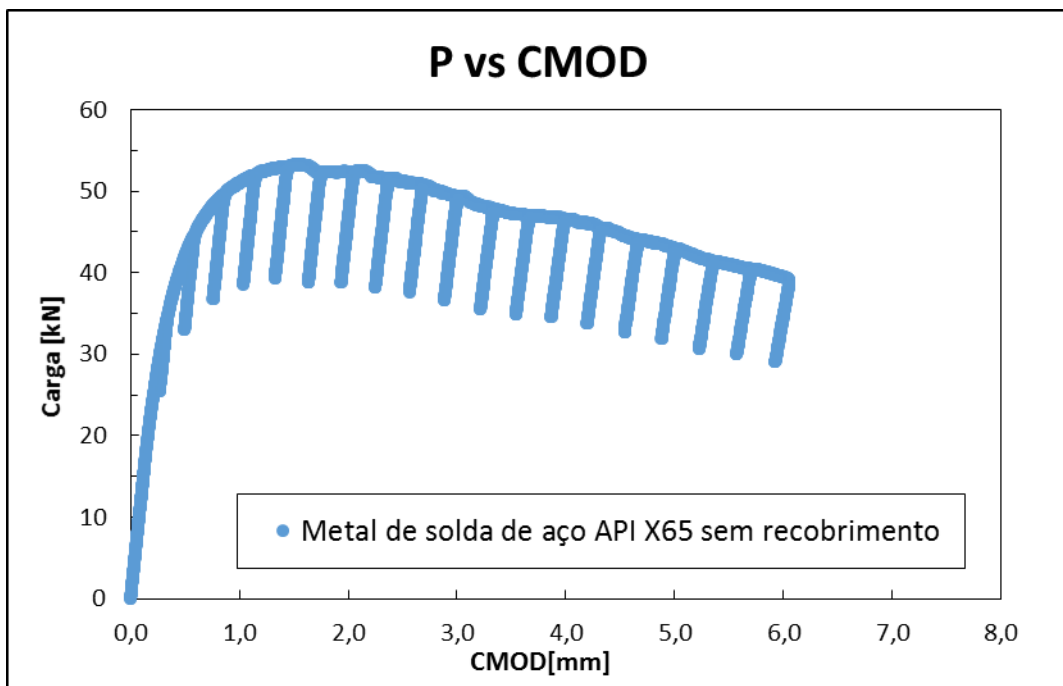


Figura 25: Registro Carga vs Abertura da boca do entalhe para o metal de solda de aço API X65 sem recobrimento.

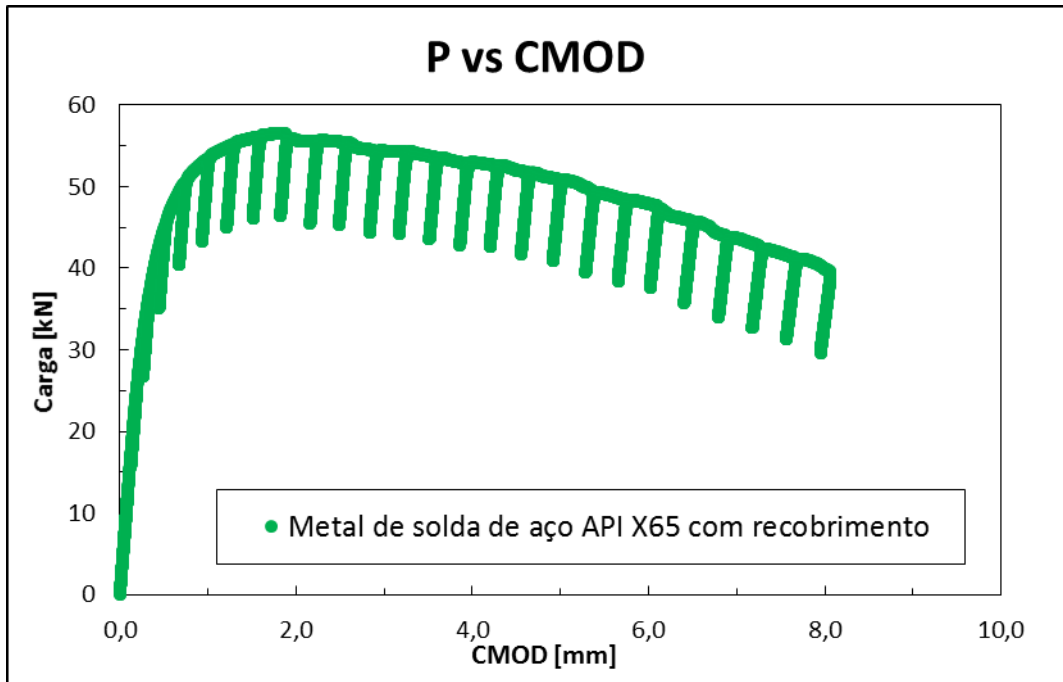


Figura 26: Registro Carga vs Abertura da boca do entalhe para o metal de solda de aço API X65 com recobrimento.

## 4.2 CURVAS DE RESISTÊNCIA

### 4.2.1 MÉTODO DE DESCARGAS PARCIAIS

As Figuras 27 e 28 representam os pares  $J-\Delta a$  obtidos após a análise dos registros carga vs. deslocamento do ponto de aplicação da carga ( $P-LLD$ ) e carga vs. abertura da boca do entalhe ( $P-CMOD$ ) de acordo com a norma ASTM E1820 [11]. Nestas mesmas figuras estão inseridas as linhas de exclusão que fazem parte do processo de qualificação dos pontos para a construção das curvas de resistência.



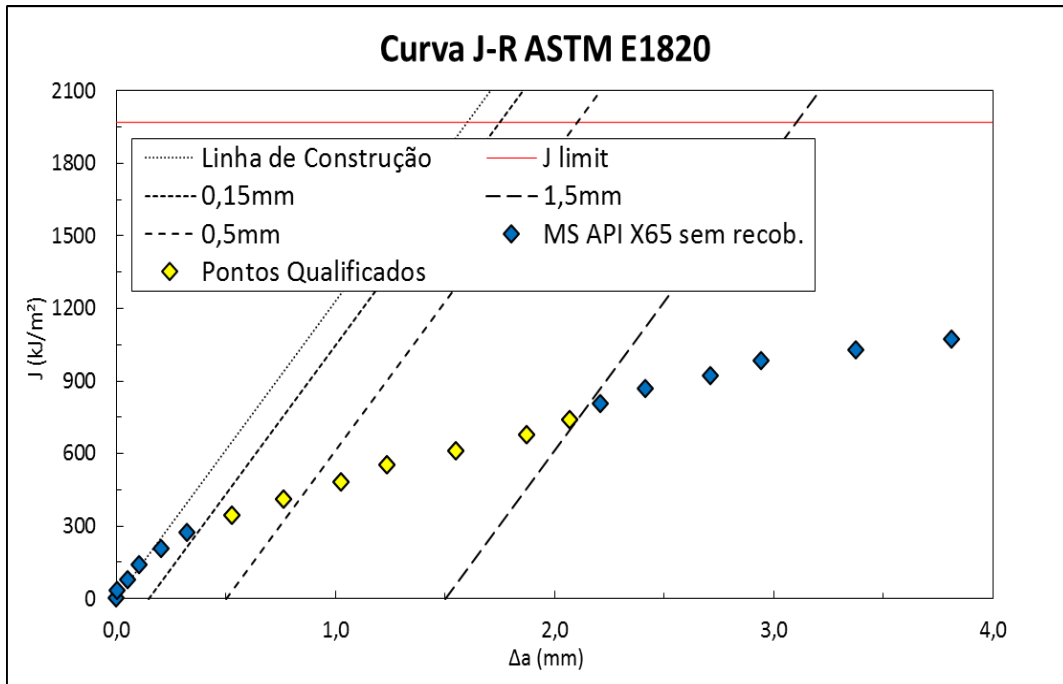


Figura 27: Qualificação dos pares J-Δa, obtidos através do método de descargas parciais, para obtenção da equação da curva de resistência (Metal de solda de aço API X65 sem recobrimento).

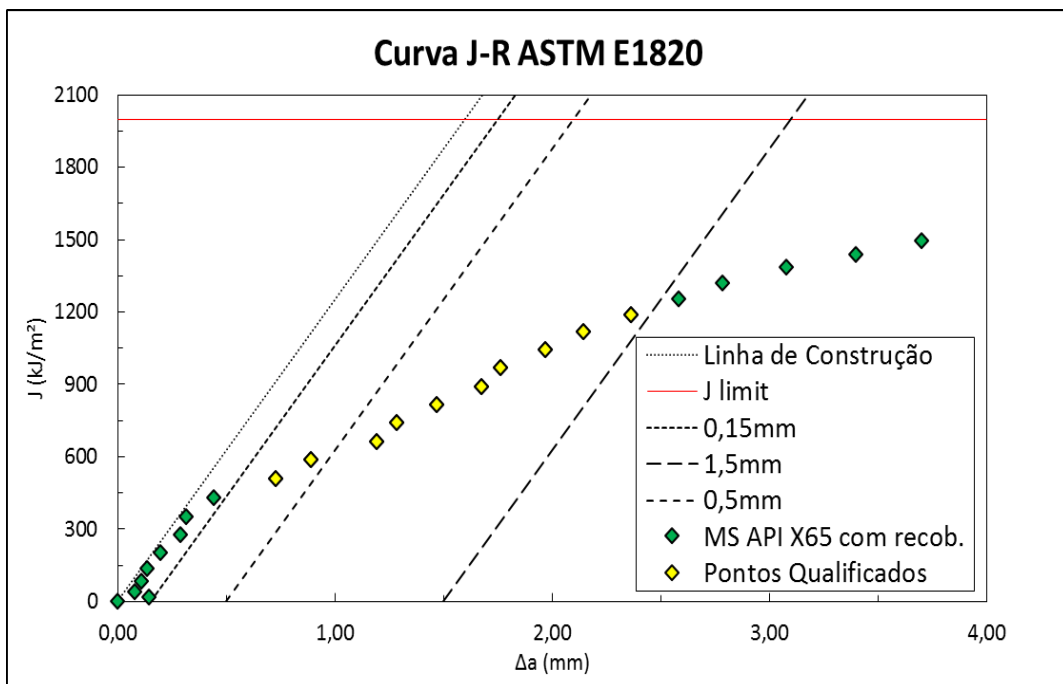


Figura 28: Qualificação dos pares J-Δa, obtidos através do método de descargas parciais, para obtenção da equação da curva de resistência (Metal de solda de aço API X65 com recobrimento).

Assim, a partir destes pontos qualificados, ajustes foram realizados de acordo com a Equação 45, para que os coeficientes experimentais das curvas de resistência fossem

determinados. Para a realização destes ajustes, o software Origin foi utilizado. As equações obtidas para cada tipo de material, através desta metodologia, são apresentadas na Tabela 4.

Tabela 4: Equações de ajuste das curvas de resistência para cada material através do método de descargas parciais e de acordo com a norma técnica ASTM E1820.

Material	Integral J [kJ/m <sup>2</sup> ]
Metal de solda de aço API X65 <b>sem</b> recobrimento	$J = 483,3(\Delta a)^{0,57}$
Metal de solda de aço API X65 <b>com</b> recobrimento	$J = 612,9(\Delta a)^{0,77}$

Após a determinação das equações de ajuste, as curvas *J-R* foram construídas e plotadas. Estas estão apresentadas nas Figuras 29 e 30. Juntamente com elas, a linha auxiliar paralela à linha de embotamento deslocada de 0,2 mm, também foi traçada.

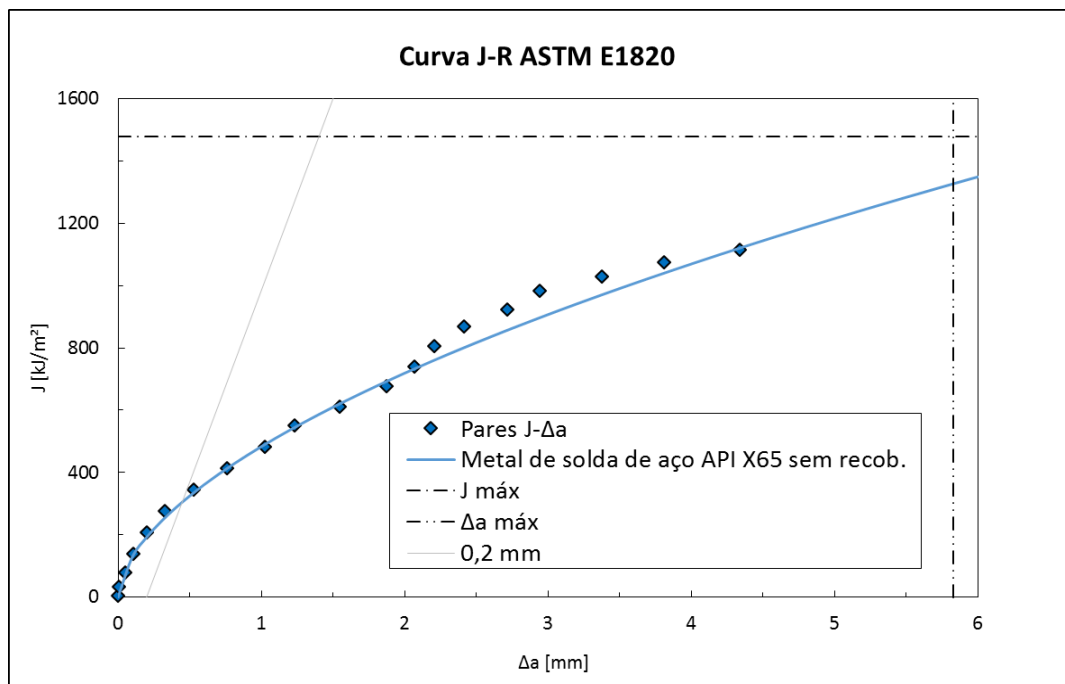


Figura 29: Curva J-R ajustada, obtida através do método de descargas parciais, para o metal de solda de aço API X65 sem recobrimento.

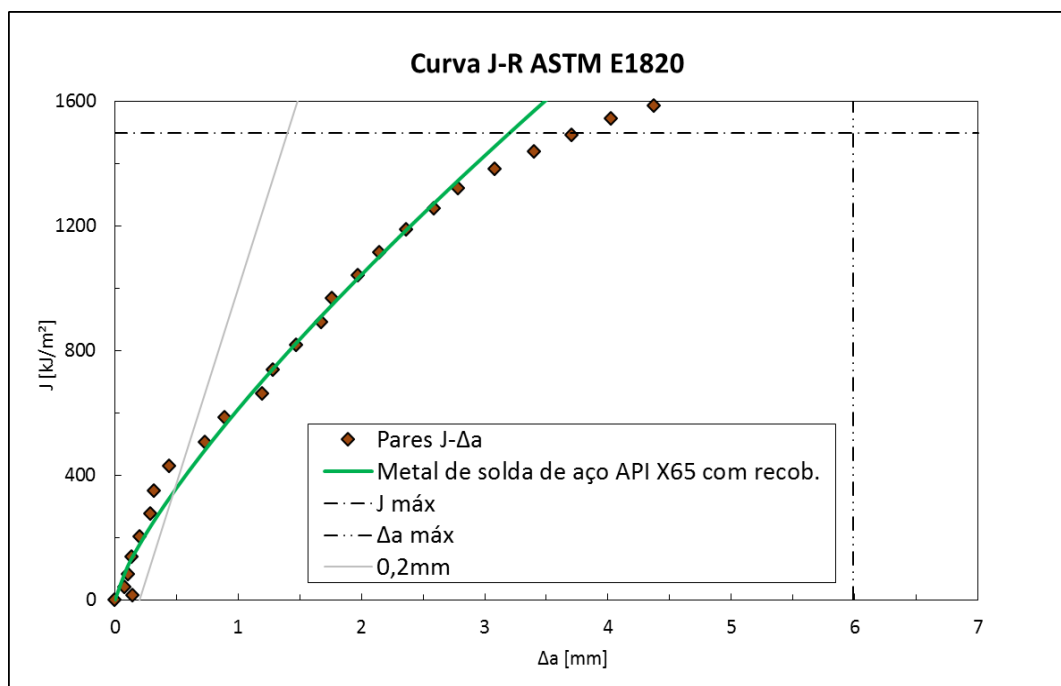


Figura 30: Curva J-R ajustada, obtida através do método de descargas parciais, para o metal de solda de aço API X65 com recobrimento.

A avaliação da tenacidade à fratura destes aços é feita através do ponto de interseção entre a curva *J-R* e a reta paralela à linha de embotamento deslocada de 0,2 mm à direita. Este valor, conforme descrito na seção 2.4, caracteriza o ponto de iniciação do crescimento instável da trinca. Assim, os valores de  $J_Q$  (candidatos a  $J_{IC}$ ) são apresentados na Tabela 5.

Tabela 5: Valores candidatos à tenacidade de iniciação ( $J_Q$ ) obtidos pelo método de descargas parciais para cada tipo de aço analisado.

Material	Método	$J_Q$ (kJ/m <sup>2</sup> )
Metal de solda de aço API X65 <b>sem</b> recobrimento	Descargas Parciais	302,18
Metal de solda de aço API X65 <b>com</b> recobrimento	Descargas Parciais	347,56

Para que os valores de  $J_Q$  sejam qualificados como  $J_{IC}$  devem atender aos requisitos do ponto 3.5.1.2.3 da norma [11]. Assim, após a análise destes parâmetros, os valores obtidos para cada um dos materiais atenderam aos requisitos, sendo, portanto, considerados valores de tenacidade de iniciação  $J_{IC}$ .

## 4.2.2 MÉTODO DE NORMALIZAÇÃO

Neste tópico, serão apresentados os resultados obtidos através do método de normalização, assim como as curvas de resistência (curvas *J-R*), via normalização, para cada tipo de material. Todo o procedimento adotado para a construção dessas curvas, apresentadas nas Figuras 31 a 38, está descrito detalhadamente na seção 3.5.1. As Figuras 31 e 32, representam as curvas normalizadas, após o processamento e os cálculos com base nos dados obtidos pelo ensaio.

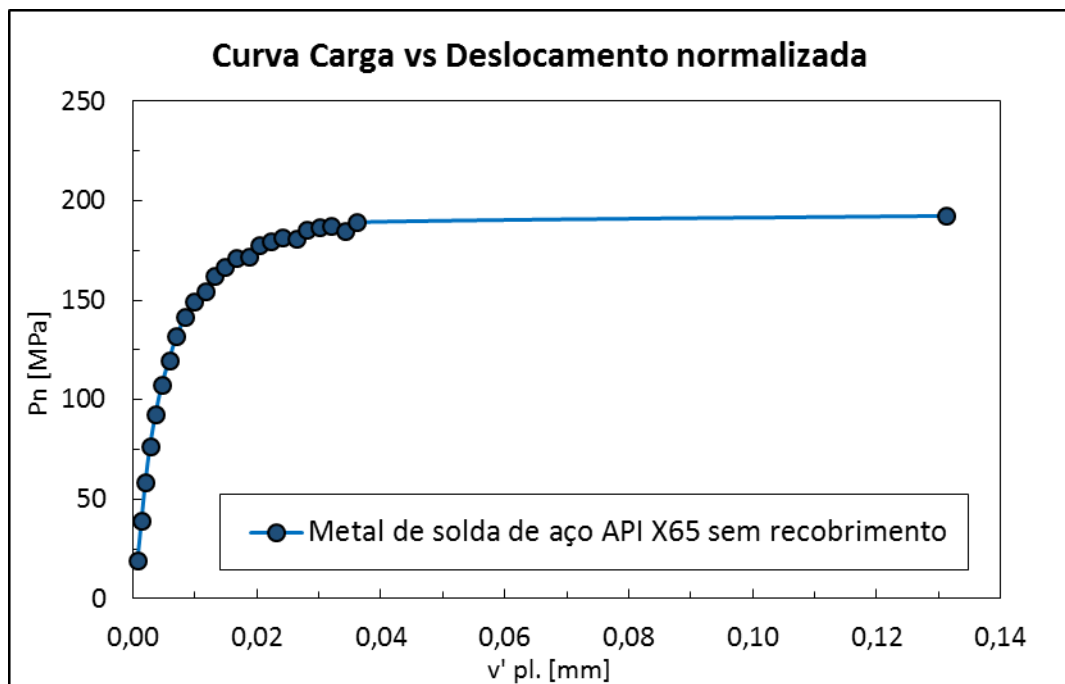


Figura 31: Curva carga vs deslocamento normalizada para o metal de solda de aço API X65 sem recobrimento.

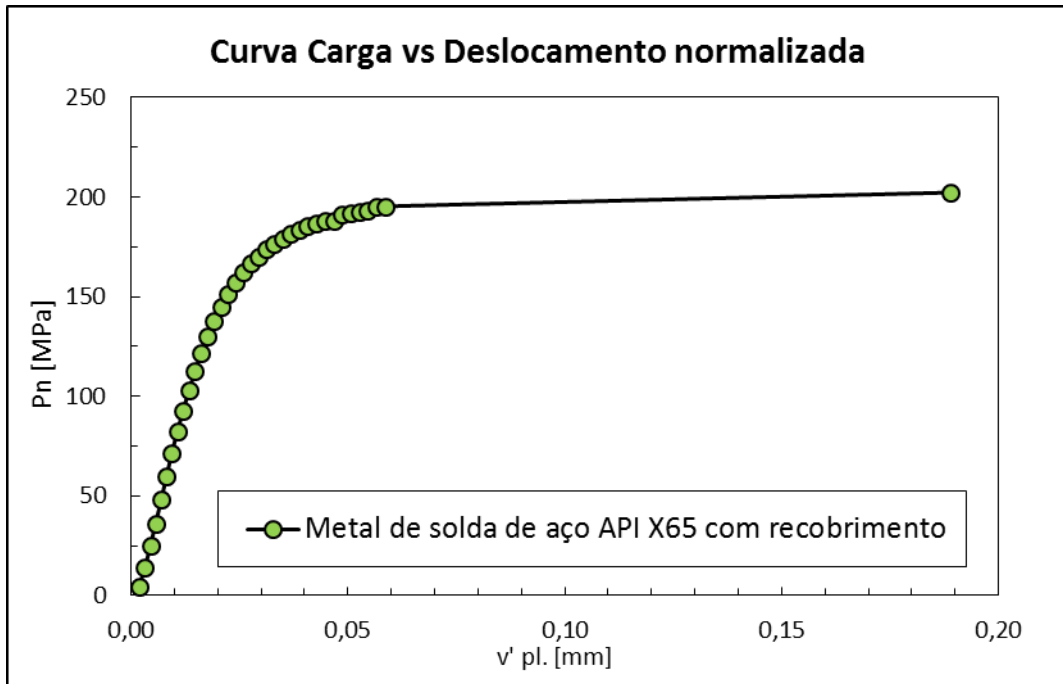


Figura 32: Curva carga vs deslocamento normalizada para o metal de solda de aço API X65 com recobrimento.

Através dos valores normalizados, uma determinada função é utilizada para o ajuste. As Figuras 33 e 34, representam este processo.

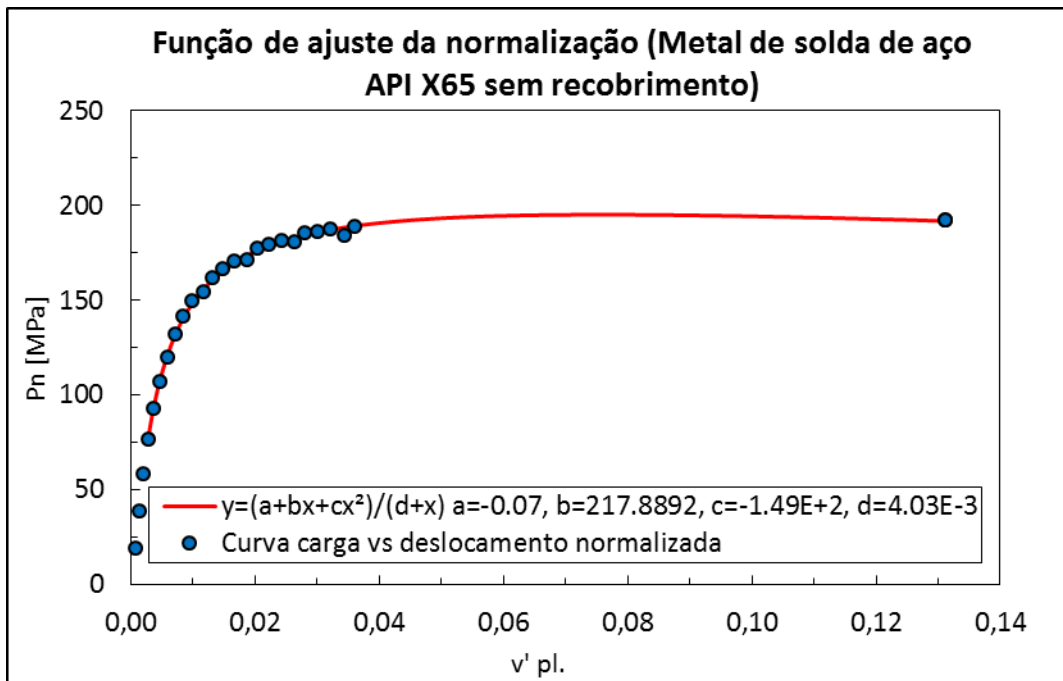


Figura 33: Função de ajuste do método de normalização sobreposta aos pontos carga vs deslocamento normalizados para o metal de solda de aço API X65 sem recobrimento.

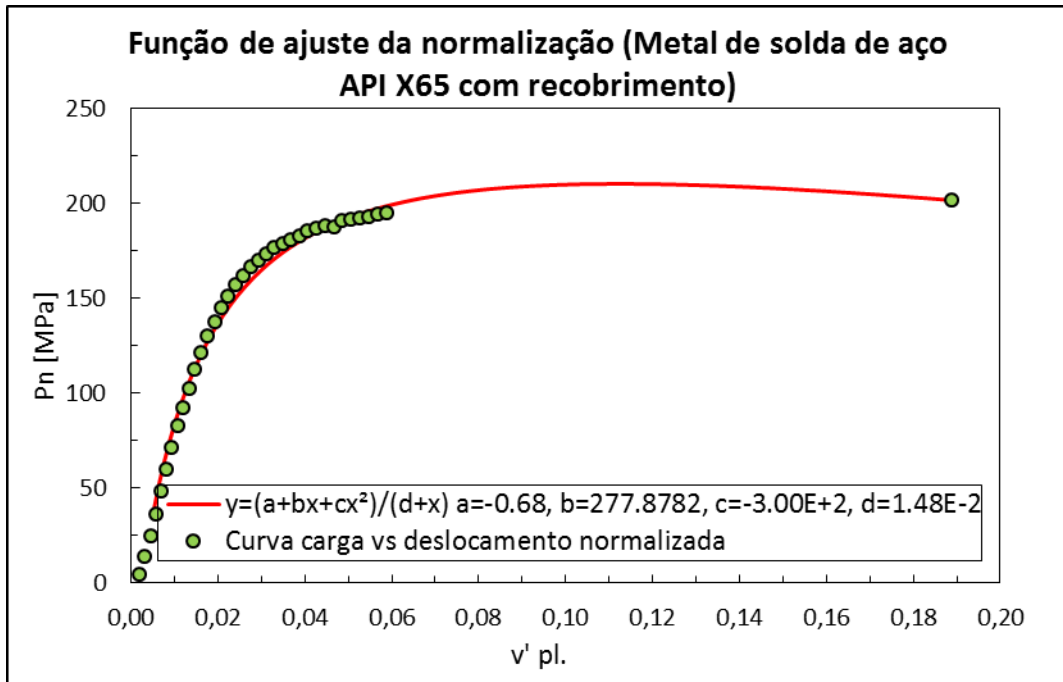


Figura 34: Função de ajuste do método de normalização sobreposta aos pontos carga vs deslocamento normalizados para o metal de solda de aço API X65 com recobrimento.

As Figuras 35 e 36, representam os pares  $J-\Delta a$  obtidos após o procedimento de estimativa dos valores de  $a_i$  pelo método de normalização. Os pontos qualificados para o ajuste das curvas  $J-R$  teóricas são também apresentados nessas figuras.

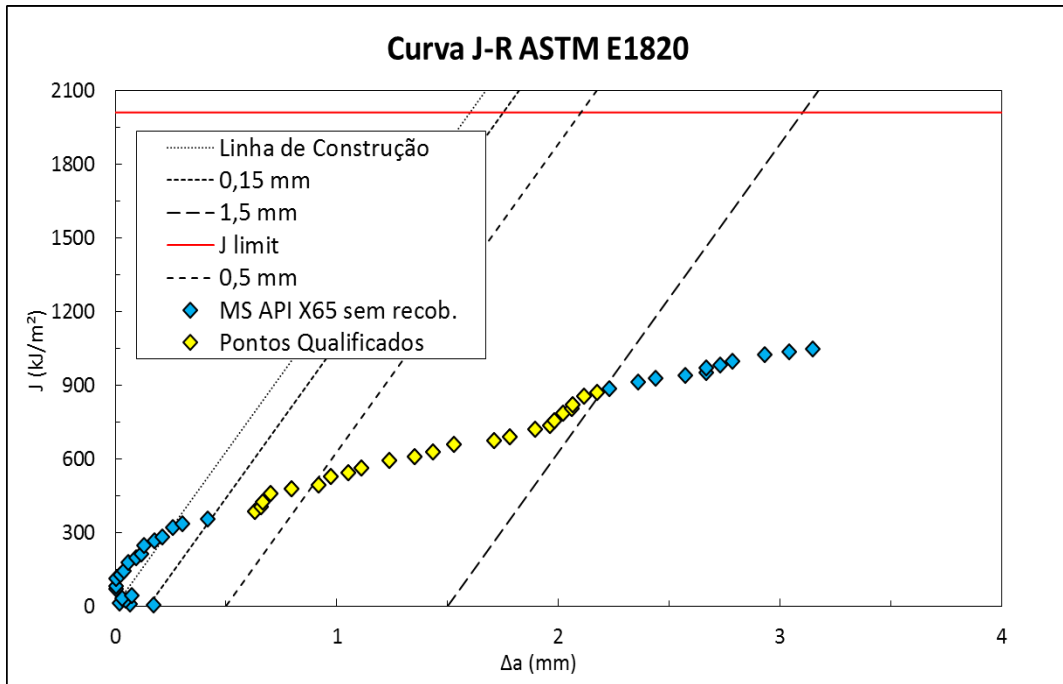


Figura 35: Qualificação dos pares J- $\Delta a$ , obtidos através do método de normalização, para obtenção da equação da curva de resistência (Metal de solda de aço API X65 sem recobrimento).

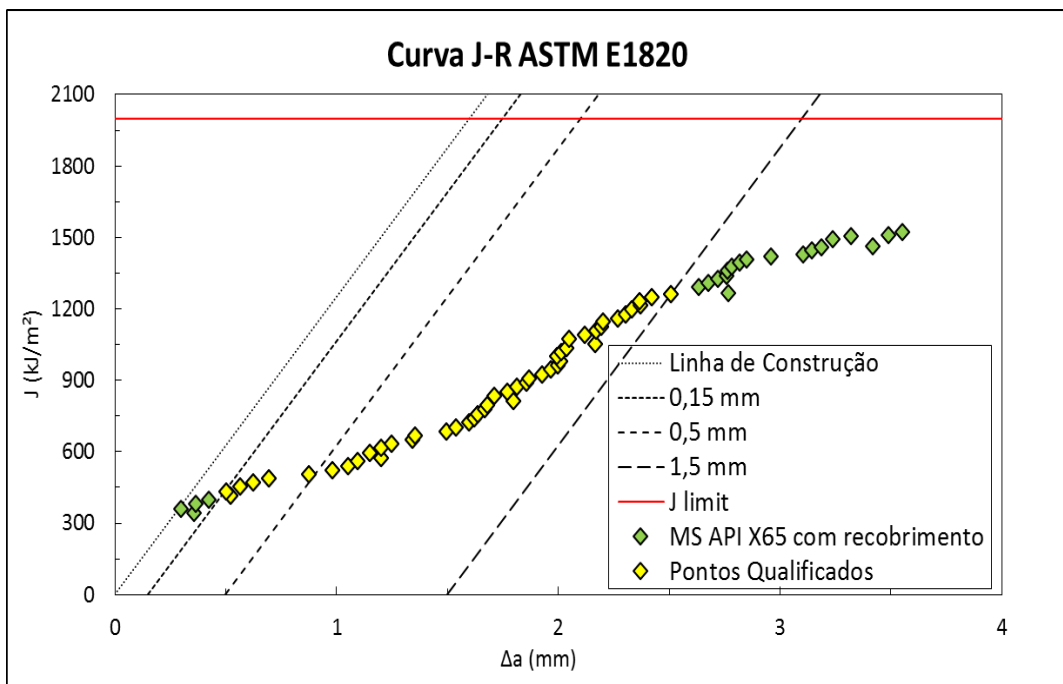


Figura 36: Qualificação dos pares J- $\Delta a$ , obtidos através do método de normalização, para obtenção da equação da curva de resistência (Metal de solda de aço API X65 com recobrimento).

A partir dos pontos qualificados, os coeficientes experimentais das curvas de resistência foram determinados. Para essa determinação, ajustes, de acordo com a

equação 45, foram realizados. Novamente, o software Origin foi utilizado para tal processo. As equações obtidas para cada tipo de material, através desta metodologia, são apresentadas na Tabela 6.

Tabela 6: Equações de ajuste das curvas de resistência para cada material através do método de normalização e de acordo com a norma técnica ASTM E1820.

Material	Integral J [kJ/m <sup>2</sup> ]
Metal de solda de aço API X65 <b>sem</b> recobrimento	$J = 589,9(\Delta a)^{0,75}$
Metal de solda de aço API X65 <b>com</b> recobrimento	$J = 506,1(\Delta a)^{0,60}$

As Figuras 37 e 38 apresentam as curvas *J-R* teóricas por normalização sobrepostas aos pares *J-Δa* para cada tipo de material. Juntamente com elas, a linha auxiliar paralela à linha de embotamento deslocada de 0,2 mm.

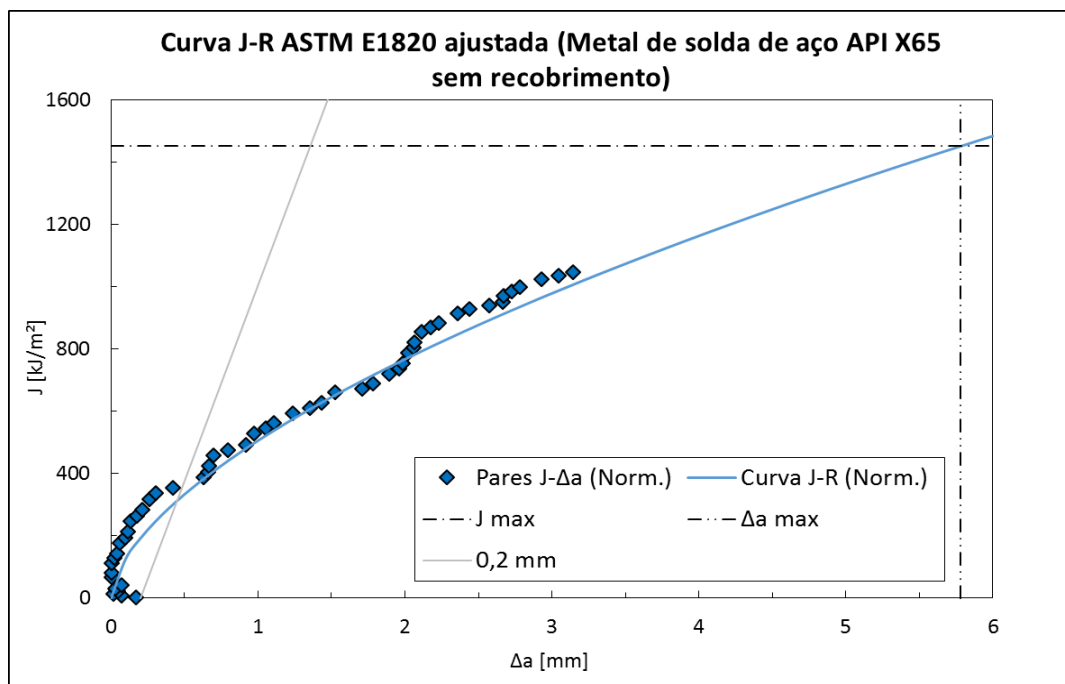


Figura 37: Curva J-R ajustada, obtida através do método de normalização, para o metal de solda de aço API X65 sem recobrimento.



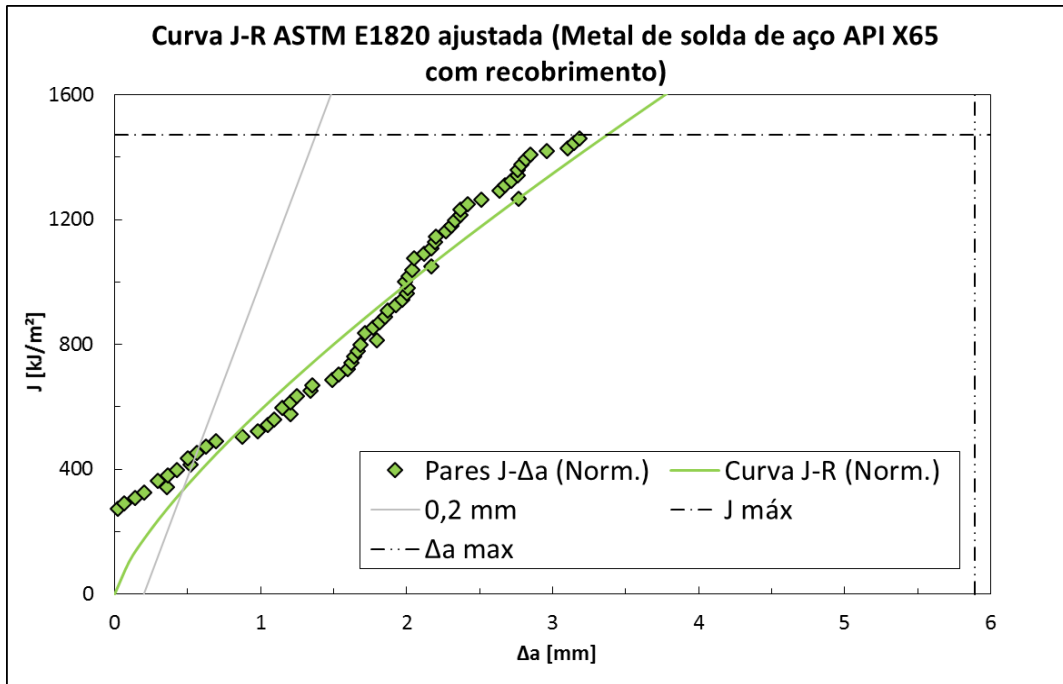


Figura 38: Curva J-R ajustada, obtida através do método de normalização, para o metal de solda de aço API X65 com recobrimento.

Novamente, o valor candidato a tenacidade à fratura destes aços é definido pela interseção entre a curva  $J-R$  teórica e a linha auxiliar paralela à linha de embotamento deslocada de 0,2 mm à direita. Os valores de  $J_Q$  (candidatos a  $J_{IC}$ ) obtidos através do método de normalização, são apresentados na Tabela 7.

Tabela 7: Valores candidatos à tenacidade de iniciação ( $J_Q$ ) obtidos pelo método de normalização para cada um dos aços analisados.

Material	Método	$J_Q$ (kJ/m <sup>2</sup> )
Metal de solda de aço API X65 <b>sem</b> recobrimento	Normalização	312,89
Metal de solda de aço API X65 <b>com</b> recobrimento	Normalização	331,95

Analogamente ao método de descargas parciais, os requisitos para a qualificação de  $J_Q$  como  $J_{IC}$  foram atingidos, sendo, portanto, qualificados como tenacidade à fratura do material.

## 4.2.3 COMPARAÇÃO ENTRE OS MÉTODOS

As Figuras 39 e 40 apresentam os resultados obtidos para os dois metais de solda de aço API X65 de acordo com as duas metodologias propostas. Conforme pode ser observado, as curvas *J-R* avaliadas segundo as diferentes metodologias são semelhantes.

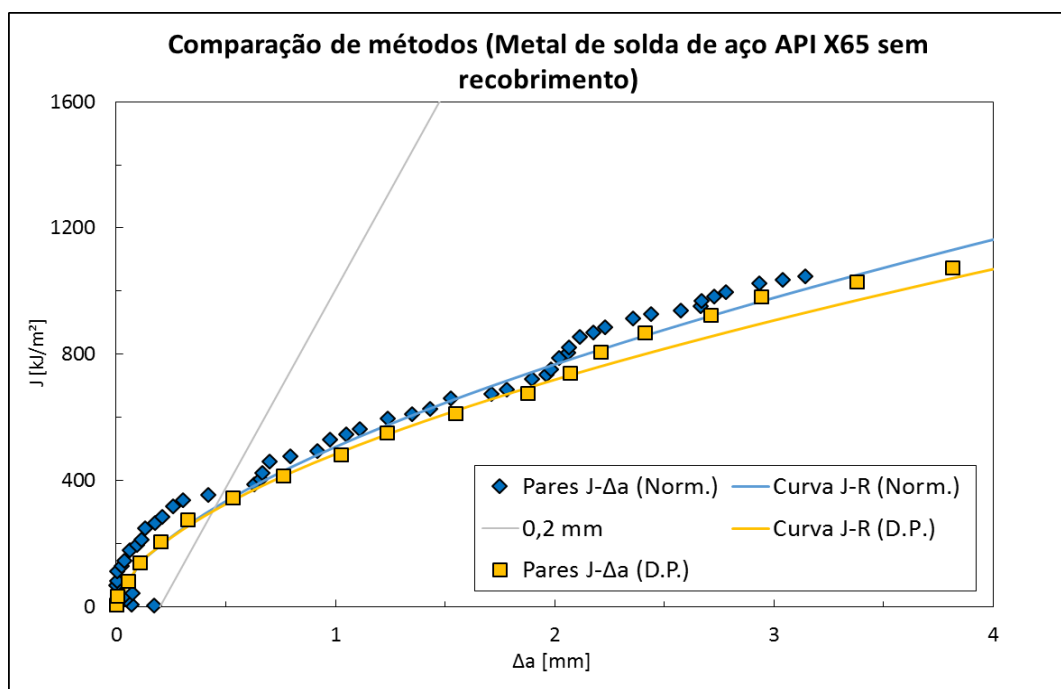


Figura 39: Comparação das curvas *J-R* para as duas metodologias propostas (Metal de solda de aço API X65 sem recobrimento).

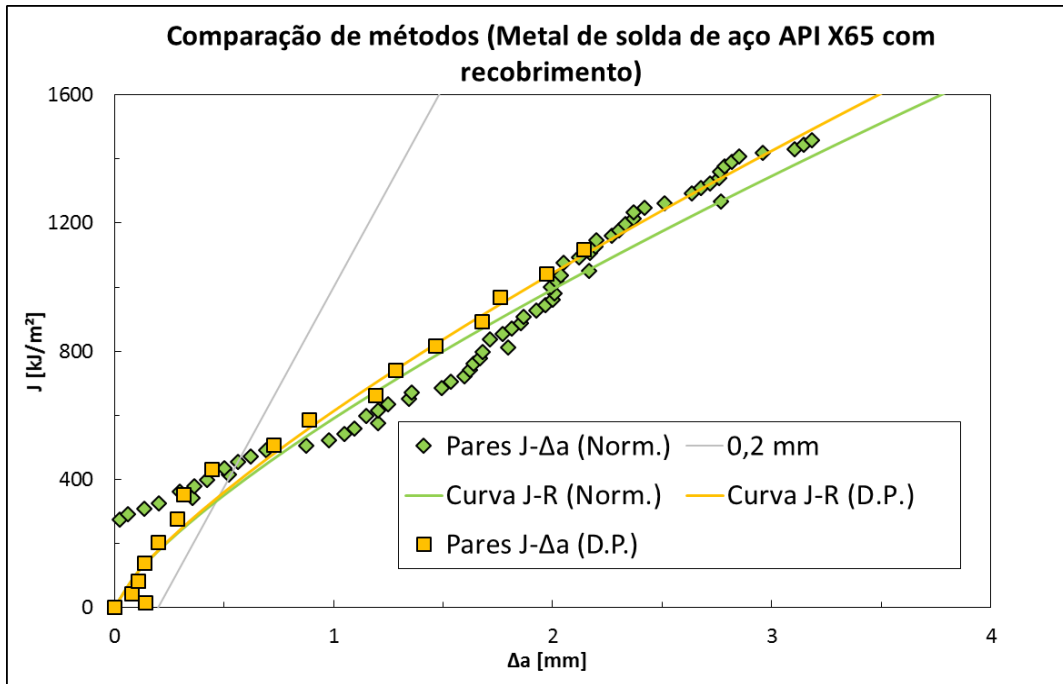


Figura 40: Comparação das curvas J-R para as duas metodologias propostas (Metal de solda de aço API X65 com recobrimento).

#### 4.2.4 COMPARAÇÃO ENTRE OS MATERIAIS

A Figura 41 apresenta as curvas *J-R* para os dois metais de solda de aço API X65 utilizados. Conforme pode ser observado, as curvas para o metal de solda que passou por um ciclo térmico para a aplicação de um recobrimento anticorrosivo apresentam inclinações mais elevadas, sendo, portanto, mais tenaz que o metal de solda sem este tratamento.

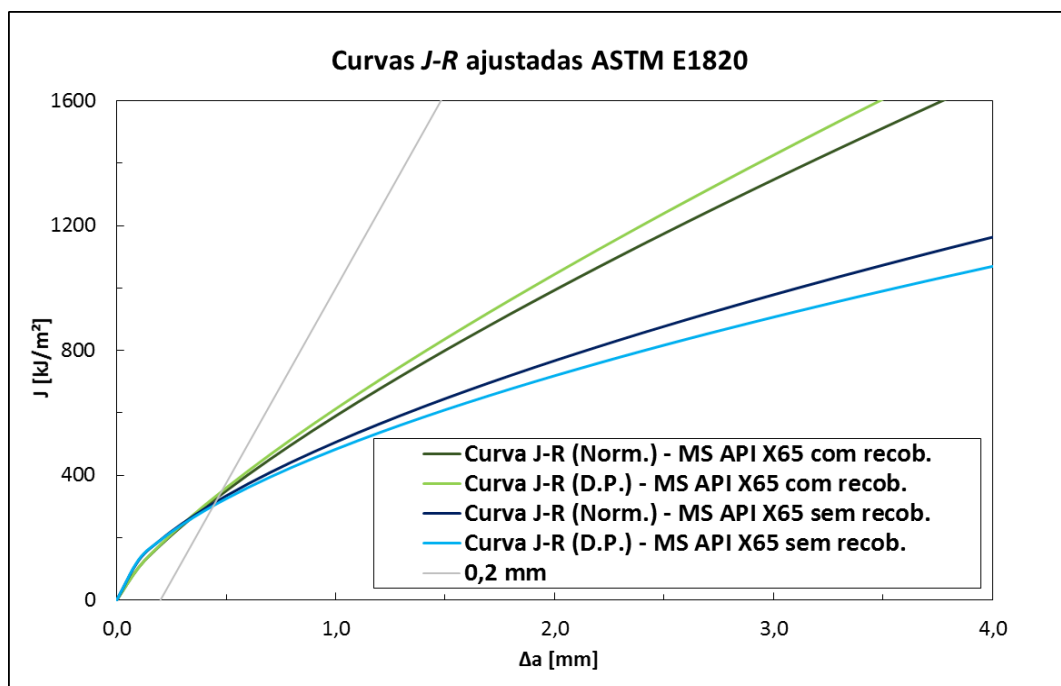


Figura 41: Comparação das curvas J-R para os dois metais de solda de aço API X65 utilizados.

A Tabela 8, apresenta uma compilação dos valores de tenacidade à fratura determinados através de cada metodologia para cada metal de solda analisado. É possível observar, tanto através da Figura 41 quanto por esta tabela, que os valores de tenacidade à fratura encontrados utilizando os dois métodos propostos para cada junta soldada, são valores muito semelhantes.

Tabela 8: Tabela com os valores de tenacidade à fratura para cada metal de solda, determinados a partir dos métodos propostos.

Material	J <sub>1c</sub> [kJ/m <sup>2</sup> ]	
	Descargas parciais	Normalização
Metal de solda de aço API X65 <b>sem</b> recobrimento	302.18	312.89
Metal de solda de aço API X65 <b>com</b> recobrimento	347.56	331.95

#### 4.2.5 FRACTOGRAFIAS DAS SUPERFÍCIES DE FRATURA

As Figuras 42 e 43, mostram as superfícies de fratura dos corpos de prova testados. Nestas ficam evidentes os crescimentos estáveis de trinca.

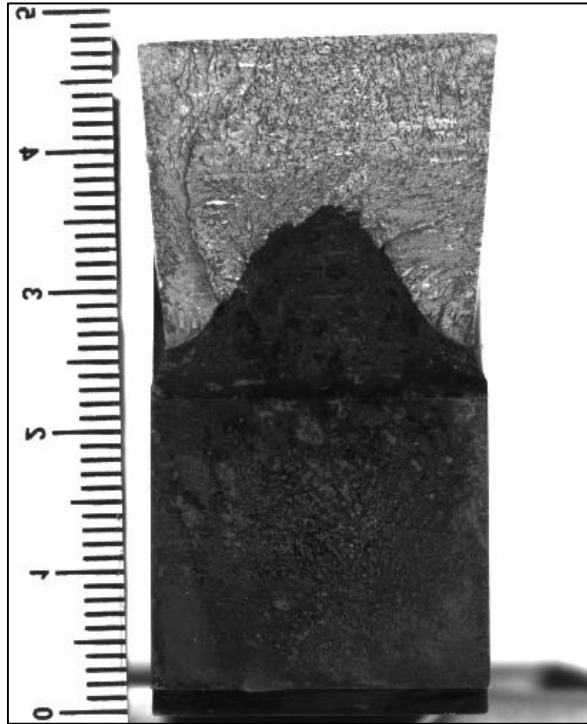


Figura 42: Fractografia da superfície de fratura do corpo de prova SE(B) do metal de solda de aço API X65 **com** recobrimento.

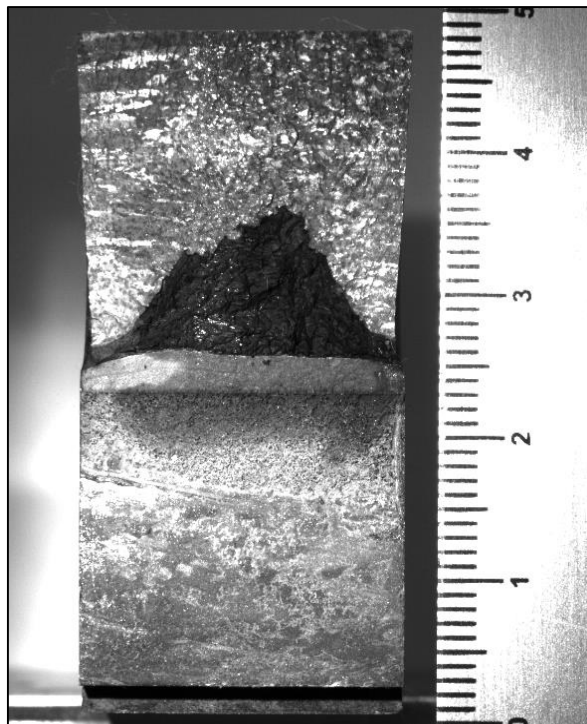


Figura 43: Fractografia da superfície de fratura do corpo de prova SE(B) do metal de solda de aço API X65 **sem** recobrimento.

As medições dos comprimentos de trinca físicos iniciais e finais foram realizadas de acordo com a norma BSI 7448. Esta estabelece alguns requisitos de validação para a etapa de pré-trincamento por fadiga, mas não estabelece para a extensão da trinca. No que se refere ao pré-trincamento por fadiga, todos os requisitos foram alcançados, resultando na validação dos ensaios. Já em relação ao crescimento das trincas, é visível que estas cresceram de forma estável, porém apresentaram grandes níveis de tunelamentos.

## 5 DISCUSSÃO

O método de descargas parciais, definido através da norma ASTM E1820 [11], foi utilizado visando a comparação com a solução proposta para o método de normalização. A solução matemática do método de normalização não é trivial e, apesar do método estar normalizado, apresenta alguns desafios que não ficam evidentes durante a leitura da norma. Assim, a abordagem utilizada será apresentada e discutida.

O tratamento dos dados nos registros  $P$ - $LLD$  é a etapa inicial do método de normalização. Estes registros, normalmente, possuem uma quantidade de dados relativamente grande, o que dificulta o ajuste de uma curva representativa, já que o último ponto à direita no plano  $P$ - $LLD$  normalizado é único, tendo pouco peso no ajuste. Com isso, o primeiro passo adotado para a análise destes dados foi uma redução dos pontos no registro  $P$ - $LLD$  original através de códigos de programação VBA – Excel. O resultado dessa redução pode ser visto na Figura 44. Esses códigos permitiram que os dados fossem reduzidos a menos de 5% da quantidade original registrada. Como resultado obteve-se um maior controle sobre os dados e uma certa economia de tempo durante os passos posteriores.

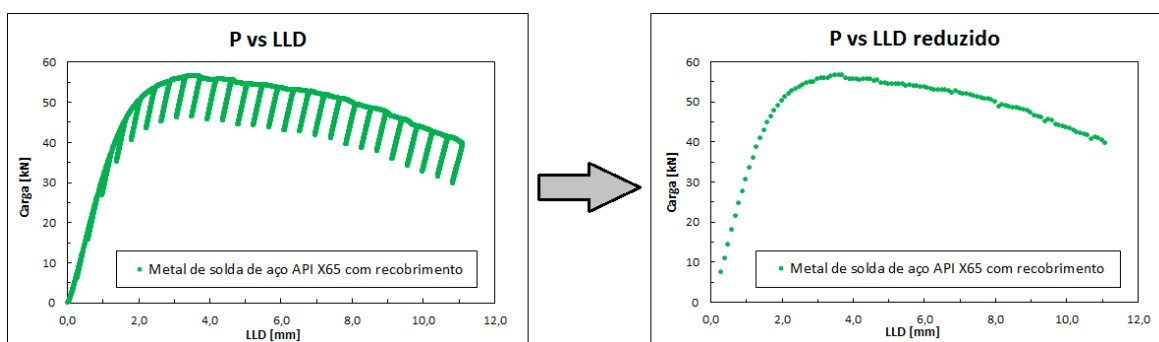


Figura 44: Representação do processo de redução de pontos para o registro obtido após o ensaio de fratura do metal de solda de aço API X65 sem recobrimento.

Em relação à obtenção dos coeficientes de ajuste da função de normalização (Equação 38), uma consideração também deve ser feita. Através de pesquisas a artigos e a outras literaturas [14][15], foi observado que a função de ajuste deveria passar pelo último ponto no plano  $P$ - $LLD_{plf}$  normalizado ( $P_{Nf-v'_{plf}}$ ). Assim, para forçar a passagem do ajuste por esse ponto, o mesmo recebeu um peso extra sendo repetido algumas vezes. Conforme pode ser observado nas Figuras 33 e 34, tal procedimento atingiu o seu objetivo sem diminuir a qualidade do ajuste.

Pela análise da Figura 36, que apresenta os pares  $J-\Delta a$  para o metal de solda de aço API X65 com recobrimento pelo método de normalização, é perceptível que os pares iniciais apresentam um comportamento anormal quando comparados, por exemplo, com os pares  $J-\Delta a$  iniciais determinados através do método de descargas parciais (Figura 28). Estes pares anormais, que podem ser melhor visualizados através da Figura 45, tiveram que ser analisados de forma diferente. Conforme pode ser observado, os comprimentos iniciais de trinca, anteriores à linha de embotamento, exibem certa oscilação, variando nas direções positivas e negativas. Ao analisar este comportamento, com a ajuda de diversos textos [15][16], concluiu-se que esta irregularidade, ocorre como resultado do comportamento da função de ajuste de normalização (Equação 38) para pequenos valores do deslocamento plástico normalizado ( $v'_{pl}$ ). No entanto, como estes valores localizam-se fora da região de pontos qualificados delimitada pela norma ASTM E1820 [11] (Figura 36), a solução encontrada para a correção da irregularidade foi considerar tais valores como ruídos e ignorá-los. Mediante tal consideração o procedimento foi continuado seguindo todas as etapas descritas na referida norma até a obtenção da curva  $J-R$  (Figura 38).

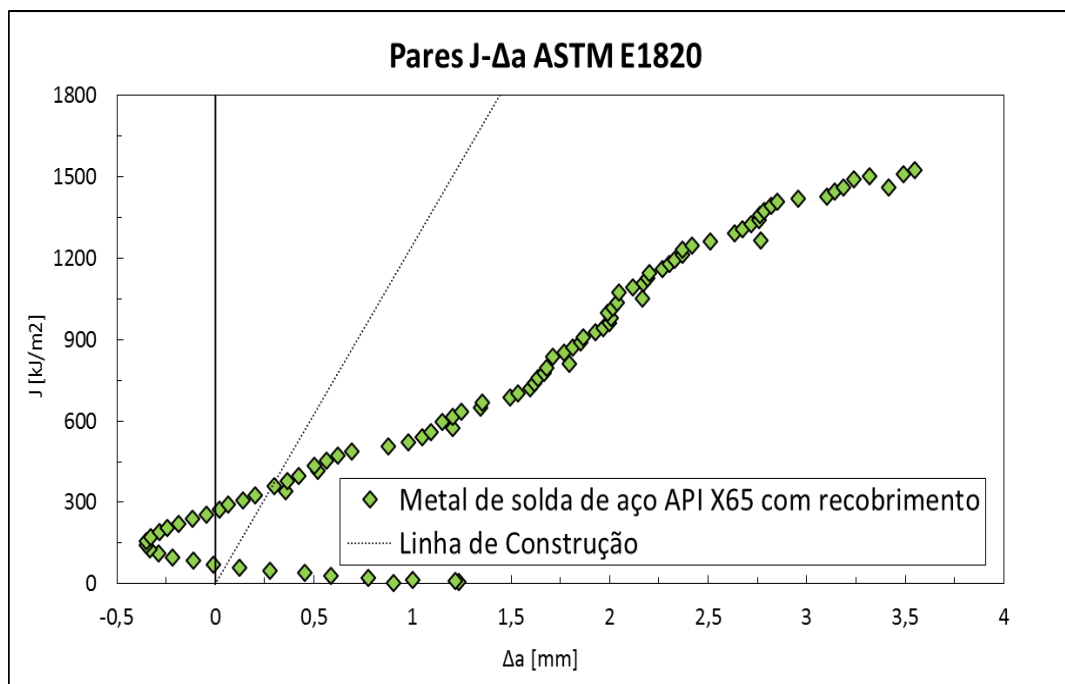


Figura 45: Pares  $J-\Delta a$  obtidos através do método de normalização para o metal de solda de aço API X65 com recobrimento.

Baseando-se nos resultados de comparação entre as metodologias, mais precisamente nas curvas  $J-R$  ajustadas nas Figuras 39 e 40 (curvas com o traço contínuo), é possível perceber que as curvas de normalização obtidas através das soluções



numéricas propostas apresentam resultados semelhantes e eficientes em relação aos resultados alcançados através do método de descargas parciais. Isto permite que o método de normalização, com as devidas soluções, avalie de forma precisa a tenacidade à fratura nestes casos.

Assim, a fim de comparação, os valores de tenacidade à fratura ( $J_{IC}$ ) para os dois metais de solda, obtidos a partir das duas metodologias, são expostos na Tabela 9. Ao analisá-la é notório que os resultados de tenacidade alcançados são satisfatórios, apresentando diferenças menores do que 5% em relação ao método de descargas parciais. Porém, vale ressaltar que tais diferenças não seguem um padrão. No caso do metal de solda de aço API X65 sem recobrimento o valor de tenacidade obtido é maior que o valor obtido por descargas parciais, enquanto que para o caso do metal de solda com recobrimento o método de normalização resultou em um valor mais conservador que o obtido através de descargas parciais.

Tabela 9: Comparação entre os valores de tenacidade de iniciação ( $J_{IC}$ ) obtidos por cada método.

Material	$J_{IC}$ [kJ/m <sup>2</sup> ]		$\Delta$ [kJ/m <sup>2</sup> ]	$\Delta$ [%]
	Descargas parciais	Normalização		
Metal de solda de aço API X65 <b>sem</b> recobrimento	302.18	312.89	10.71	3.5
Metal de solda de aço API X65 <b>com</b> recobrimento	347.56	331.95	-15.61	4.5

## 6 CONCLUSÕES

A partir dos resultados e da discussão apresentada as seguintes conclusões podem ser enunciadas:

Sobre as soluções propostas para o método de normalização:

- As soluções numéricas propostas para o método de normalização mostraram-se eficientes para a determinação de curvas de resistência (curvas  $J-R$ ), assim como para a determinação da tenacidade à fratura dos materiais analisados.
- Através da leitura de diversos textos da literatura, pode ser observado que a oscilação inicial dos pares  $J-\Delta a$  obtida através do método de normalização é comum. Durante a avaliação dos metais de solda estudados, esta oscilação também foi constatada e também creditada a qualidade do ajuste realizado pela função de normalização na região anterior à linha de embotamento.
- A utilização da linha de embotamento para a remoção dos pares  $J-\Delta a$  iniciais oscilantes, considerados como ruídos, se mostrou uma solução prática e viável, já que estes seriam posteriormente descartados para o ajuste das curvas  $J-R$ .

Sobre o comportamento dos materiais:

- Uma análise dos valores de tenacidade à fratura ( $J_{IC}$ ), mostra que os valores obtidos através do método de normalização são compatíveis com os obtidos pela técnica de descargas parciais. Tais valores apresentaram diferenças de 3,5% para o metal de solda de aço X65 sem recobrimento e de 4,5% para o metal de solda com recobrimento.
- A fim de comparar a tenacidade à fratura dos metais de solda testados é possível observar, através da Figura 38, que o metal de solda de aço API X65 que passou por um ciclo térmico para a aplicação de um recobrimento anticorrosivo aumentou, aproximadamente, em 10,5% o valor da tenacidade à fratura original do metal de solda.

## **7 SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS**

- Estudo detalhado da influência da solução de redução de pontos proposta para o método de normalização.
- Análise microestrutural e de composição dos dois tipos de juntas soldadas a fim de comparação.
- Estudo aprofundado através de microscopia com o intuito de analisar a relação entre microestruturas, composições químicas e propriedades das juntas soldadas analisadas.

## 8 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] ANDERSON, T.L., **Fracture mechanics: fundamentals and applications**, CRC Press, 2<sup>nd</sup> ed., 1995.
- [2] JANSSEN, M.; ZUIDEMA, J.; WANHILL, R.J.H., **Fracture mechanics**, Spon Press, 2<sup>nd</sup> ed., 2004.
- [3] DIETER, G. E., **Metalurgia Mecânica**, Editora Guanabara Dois S.A., segunda edição, 1981.
- [4] KUMAR, V.; GERMAN, M.D.; SHIH, C.F., **An engineering approach for elastic–plastic fracture analysis**, EPRI Report NP-1931, 1981.
- [5] WELLS, A.A., **Application of fracture mechanics at and beyond general yielding**, British Welding Journal, v.10, pp.563-570, 1963.
- [6] HERTZBER, R.W.; **Deformation and fracture mechanics of engineering materials**, John Wiley & Sons, 4<sup>th</sup> ed., 1995.
- [7] ZHU, XK; JOYCE, J.A., **Review of fracture toughness (G,K,J,CTOD,CTOA) testing and standardization**, Engineering Fracture Mechanics, v.85, pp. 1-46, 2012.
- [8] IPIÑA, J.E.P., **Mecánica de Fractura**, Editorial Alsina, 1<sup>a</sup> ed., 2004.
- [9] SUMPTER, J.D.G.; TURNER, C.E., **Method for laboratory determination of J**, In: Cracks and Fracture, ASTM STP 601, American Society for Testing and Materials, pp. 03-18, 1976.
- [10] 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.
- [11] ASTM E1820-13, **Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness**, ASTM International, 2011.
- [12] CLARKE, G.A., **Single specimen test for JIC determination revisited fracture mechanics**, In: ROBERTS, R., Fracture mechanics, ASTM STP 743, American Society for Testing and Materials, pp. 553-575, 1991.
- [13] ERNST, H; PARIS, P.C.; ROSSOW, M.; HUTCHINSON, J.W., in C.W. Smith (Ed.), **ASTM STP 677**, Blacksburg, 1979, pp. 581-599.
- [14] ZHU, X.K.; JOYCE, J.A., **J-Resistance curve testing of HY80 steel using SE(B) specimens and normalization method**, in: Engineering Fracture Mechanics, 74 (2007) 2263-2281.
- [15] SCIBETTA, M. et al., **Numerical simulations to support the normalization data reduction technique**, in: Engineering Fracture Mechanics, 73 (2006) 524-534.

- [16] DZUGAN, H.; VIEHRIG, H.W., **Application of the normalization method for the determination of J-R curves**, in: Materials Science and Engineering, A 387-389 (2004) 307-311.
- [17] API Specification 5L. **Specification for Line Pipe**, 43<sup>a</sup> ed. USA: National adoption. 2004. 6-27.
- [18] BS 7448- Part 1, **Method for determination oh KIC, critical CTOD and critical J values of metallic materials**, British Standards Institute, 1991.
- [19] ASTM E1823-13, **Standard Terminology – Relating to Fatigue and Fracture Testing**, ASTM International, 2013.
- [20] ASTM E8/E8M - 11, **Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials**, ASTM International, 2011.