

**CLAUDINEI FERREIRA**

**Avaliação da tenacidade à fratura em junta soldada circunferencial de um aço nuclear em condição de overmatch através de Curvas J-R**

**São Paulo  
2021**

CLAUDINEI FERREIRA

**Avaliação da tenacidade à fratura em junta soldada circunferencial de um aço nuclear em condição de overmatch através de Curvas J-R**

Versão Corrigida

Tese apresentada à Escola  
Politécnica da Universidade de  
São Paulo  
para a obtenção do título de  
Doutor em Ciências

Área de Concentração:  
Engenharia Naval e Oceânica

Orientador: Prof. Titular  
Claudio Ruggieri

São Paulo  
2021

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

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

São Paulo, 22 de novembro de 2021

#### Catálogo-na-publicação

Ferreira, Claudinei

Avaliação da tenacidade à fratura em junta soldada circunferencial de um aço nuclear em condição de overmatch através de Curvas J-R / C. Ferreira -- São Paulo, 2021.

114 p.

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

1..Mecânica da fratura 2.Propagação de fratura dúctil 3.Curvas J-R 4.Flexibilidade no descarregamento 5.Overmatch em Junta circunferencial

I.Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia Naval e Oceânica II.t.

Aos meu pais, João Ferreira e Iracy de Benedicto Ferreira (ambos in memoriam), por terem sempre me incentivado a estudar.

## AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente a Deus pela sua capacitação, sem Ele eu não teria chegado até aqui;

Ao Professor Dr. Claudio Ruggieri pela oportunidade, pelo apoio, incentivo e a troca de conhecimento;

Ao meu filho Eliaquim Thomaz Ferreira, pelo amor incondicional e pelas horas não compartilhadas ao meu lado enquanto eu me dedicava a esses estudos e à pesquisa;

À minha esposa Priscila pelas horas não compartilhadas, dedicadas a esse estudo e pelo amor incondicional, pelo apoio e incentivo.

Aos “filhos” Lara Beatriz, Vinicius e Maria Luiza pelas horas não compartilhadas ao meu lado enquanto eu me dedicava a esses estudos e à pesquisa;

À Petrobras, na pessoa do Dr. Eduardo Hippert Jr, por ter fornecido os tubos de teste;

À Proaqt, nas pessoas dos amigos Antonio Sérgio Corradini e Luiz Shuiti Mikami; pela ajuda na confecção de alguns dos corpos de prova;

Ao Professor Manuel Saraiva Clara, pela ajuda na soldagem, e ao profissional da sua empresa Caio Lucas Meira, pela execução da soldagem do primeiro tubo de teste;

Ao Juliano Pano e à empresa Miller, pela ajuda na soldagem do segundo tubo;

À empresa Denver pelo fornecimento dos eletrodos revestidos;

Aos colegas do Núcleo Avançado de Mecânica da Fratura e Integridade Estrutural (Namef): Andres Plata, Bruno Sorrija, Carlos Cuenca, Diego Sarzosa, Eduardo Hippert, Henrique Diniz, Kleber Bianchi, Leonardo Mathias, Lucas Carrano, Marcos

Nathan Silvestre, Rafael Savioli, Vinicius Mota e especialmente ao colega Vitor Scarabeli Barbosa, por todo o suporte e ajuda física e suporte emocional, além da convivência e dos momentos de descontração.

Ao Professor Dr. Celso Pupo Pesce e ao Técnico Cristiano Emílio, do Laboratório de Mecânica of Shore (LMO), pelo apoio e ajuda, pelos momentos de descontração, pela convivência e pelo suporte na execução dos ensaios;

A todos que, de maneira direta ou indireta, contribuíram no desenvolvimento desse trabalho.

“There are no secrets to success. It is the result of preparation, hard work, and learning from failure.”

Colin Powell

## RESUMO

Os conceitos de mecânica da fratura têm sido amplamente utilizados em projetos de engenharia, permitindo a determinação de tamanhos críticos de defeito ou limites de sollicitação em função da presença de descontinuidades.

Porém para que a aplicação desse conceito seja efetivo em uma avaliação de integridade estrutural seja ela ECA ou FAD é de suma importância o conhecimento do comportamento a fratura do material ou materiais presentes em uma junta soldada.

Este trabalho apresenta uma investigação das propriedades de ruptura dúctil para uma junta soldada circunferencial fabricada em aço ASTM A106 Gr C, utilizando-se do processo de soldagem SMAW com um eletrodo E7018 (baixo hidrogênio), resultando em uma junta soldada com resistência maior que a do metal base.

O ensaio das soldas em juntas circunferenciais do tubo empregou amostras SE (T) com entalhes no centro da solda e entalhes laterais (side groove) o entalhe foi posicionado na linha central da solda para determinar as curvas de resistência ao crescimento de trincas com base no método de flexibilidade no descarregamento (UC) usando técnica de amostra única ( também conhecida como técnica do corpo de prova único ) .

Funções de conformidade recentemente desenvolvidas e fatores  $\eta$  aplicáveis à amostras SE (T) entalhadas na linha central da solda são introduzidas para determinar os dados de resistência ao crescimento de trincas a partir de medições laboratoriais de dados de deslocamento de carga.

Enquanto o procedimento de UC resultou em extensões medidas de trinca para as amostras testadas com entalhe na linha central da solda que subestimaram a extensão média da trinca tomada em 9 pontos.

Os resultados preliminares demonstram a capacidade da metodologia em descrever o comportamento de resistência ao crescimento da trinca que servem como base para avaliações de ruptura dúctil nos procedimentos de ECA ( avaliação de estruturas críticas de engenharia) aplicáveis à juntas soldadas circunferenciais com



“overmatching” e componentes estruturais semelhantes.

Palavras chaves: Curvas J-R; campo de deformação; trinca; tenacidade à fratura; CTOD; limite de escoamento do metal de solda maior que o metal base; junta soldada circunferencial, flexibilidade no descarregamento.

## ABSTRACT

The concepts of fracture mechanics have been widely used in engineering designs, allowing the determination of critical defect sizes or request limits due to the presence of discontinuities. However, for the application of this concept to be effective in the evaluation of structural integrity whether it is ECA or FAD, it is of utmost importance to know the behavior of the fracture of the material or materials present in a welded joint.

This work presents an investigation of the ductile tearing properties for a girth weld made of an ASTM A106 Gr C steel using the SMAW welding process with a low hydrogen E7018 electrode thereby resulting in a weld with high strength overmatching with respect to the base material.

Testing of the pipe girth welds employed side-grooved, clamped SE(T) specimens with a weld centerline notch to determine the crack growth resistance curves based upon the unloading compliance (UC) method using a single specimen technique. Recently developed compliance functions and  $\eta$ -factors applicable to weld centerline notched SE(T) specimens are introduced to determine crack growth resistance data from laboratory measurements of load-displacement records.

While the UC procedure resulted in measured crack extensions for the tested specimens with weld centerline notch that underestimated the 9-point average crack extension, preliminary results demonstrate the capability of the methodology in describing crack growth resistance behavior which serves as a basis for ductile tearing assessments in ECA procedures applicable to overmatched girth welds and similar structural components.

Keywords: J-R curves; strain fields; crack; fracture toughness; CTOD; overmatch, girth weld joint; Unload compliance.

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1	Trinca no centro de uma placa infinita submetida à solicitação biaxial.	17
Figura 2	- Modelo esquemático para definição da integral J. Fonte: ESHELBY [18].....	21
Figura 3	- Contorno ao redor da ponta de uma trinca. Fonte: ESHELBY [18]..	22
Figura 4	- Modelo esquemático de uma curva R para um material dúctil. Fonte: adaptado de ANDERSON [24].....	24
Figura 5	- Corpo de prova SET preso por garras.Fonte: BS 8571:2014 [84].....	32
Figura 6	- Pontos de intersecção que definem o CTOD.Fonte: Anderson[24]..	38
Figura 7	- Arranjo para a montagem e tomada de medidas para extensômetro duplo (DCG).....	47
Figura 8	- Região de retirada dos corpos de prova (esquemática)Fonte: ExxonMobil [77].....	51
Figura 9	- Macrografia da junta soldada fonte: próprio autor.....	56
Figura 10	- Gráfico Tensão versus Deformação dos metais de solda e metal de base. fonte: próprio autor.....	57
Figura 11	- Desenho do corpo de prova empregado nos ensaios. Fonte: próprio autor.....	58
Figura 12	- Localização da região da junta soldada mostrando onde o entalhe foi posicionado. Fonte: próprio autor.....	59
Figura 13	- Valores de carga versus CMOD do CP 01 MB SET. Fone: próprio autor.....	63
Figura 14	- Valores de carga versus CMOD do CP 02 MB SET. Fonte: próprio autor.....	64
Figura 15	- Valores de carga versus CMOD do CP 03 MB SET. Fonte: próprio autor.....	65
Figura 16	- Valores de carga versus CMOD do CP 01 SOLDA SET.Fonte: próprio autor.....	66
Figura 17	- Valores de carga versus CMOD do CP 02 SOLDA SET.Fonte: próprio autor.....	67
Figura 18	- Valores de carga versus CMOD do CP 04 SOLDA SET.Fonte: próprio autor.....	68
Figura 19	- Curvas comparativas carga CMOD de todos os corpos de prova de metal de solda SET.Fonte: próprio autor.....	69
Figura 20	- Curvas comparativas carga/CMOD dos corpos de prova de metal de base SET MB01 e MB02.Fonte: próprio autor.....	70

Figura 21 - Curvas comparativas $J \Delta a$ dos corpos de prova de metal base SET com $a/W$ 0.4.Fonte: próprio autor.....	71
Figura 22 - Curvas comparativas $J \Delta a$ dos corpos de prova de metal de solda SET com $a/W$ 0.4, calculadas a partir das equações (8,10 e 13).Fonte: próprio autor.....	72
Figura 23 - Curvas comparativas $J \Delta a$ dos corpos de prova de metal de base SET com $a/W$ 0.4, calculadas a partir da equação 27.Fonte: próprio autor	73
Figura 24 - Fotomicrografia da Fratura do corpo de prova número 1 de metal base.Fonte: próprio auto.....	75
Figura 25 - Fotomicrografia da Fratura do corpo de prova número 2 de metal base. Fonte: próprio autor.....	75
Figura 26 - Fotomicrografia da Fratura do corpo de prova número 3 de metal base.Fonte: próprio autor.....	76
Figura 27 - Fotomicrografia da Fratura do corpo de prova número 1 de metal de solda.Fonte: próprio autor.....	76
Figura 28 - Fotomicrografia da Fratura do corpo de prova número 3 de metal de solda.Fonte: próprio autor.....	77
Figura 29 - Fotomicrografia da Fratura do corpo de prova número 4 de metal de solda.Fonte: próprio autor.....	77
Figura 30 - Gráfico profundidade X espessura - medição da trinca do corpo de prova número 1 de metal base.Fonte: próprio autor.....	79
Figura 31 - Fotomicrografia da fratura com as medições do corpo de prova de metal de base 1. Fonte: próprio autor.....	80
Figura 32 - Gráfico profundidade X espessura - medição da trinca do corpo de prova número 2 de metal base.Fonte: próprio autor.....	82
Figura 33 - Fotomicrografia da fratura com as medições do corpo de prova de metal de base 2. Fonte: próprio autor.....	83
Figura 34 - Gráfico profundidade X espessura - medição da trinca do corpo de prova número 3 de metal base.Fonte: próprio autor.....	85
Figura 35 - Fotomicrografia da fratura com as medições do corpo de prova de metal de base 3.Fonte: próprio autor.....	86
Figura 36 - Gráfico profundidade X espessura - medição da trinca do corpo de prova número 1 de metal de solda.Fonte: próprio autor.....	88
Figura 37 - Fotomicrografia da fratura com as medições do corpo de prova número 1 de metal de solda.Fonte: próprio autor.....	89
Figura 38 - Gráfico profundidade X espessura - medição da trinca do corpo de prova número 2 de metal de solda.Fonte: próprio autor.....	91

Figura 39 -. Fotomicrografia da fratura com as medições do corpo de prova número 2 de metal de solda.Fonte: próprio autor.....	93
Figura 40 - Gráfico profundidade X espessura - medição da trinca do corpo de prova número 4 de metal de solda.Fonte: próprio autor.....	94
Figura 41 -- Fotomicrografia da fratura com as medições do corpo de prova número 4 de metal de solda.Fonte: próprio autor.....	95

### **LISTA DE TABELAS**

Tabela 1 : Composição química do metal de base. Valores percentuais em peso. ....	52
Tabela 2 : Composição química dos consumíveis (2 corridas) . Valores percentuais em peso.....	52
Tabela 3 - Dados de soldagem e croqui da junta e sequência de passes.....	54
Tabela 4 . Parâmetros de soldagem.....	54
Tabela 5 . Resultado dos ensaios mecânicos do metal de solda( 2 corridas)..	57
Tabela 6 . Resultado dos ensaios mecânicos do metal de base.....	58
Tabela 7 . Medição da trinca corpo de prova número 1 de metal base.....	78
Tabela 8 - Medição da Trinca corpo de prova número 2 de metal base.....	81
Tabela 9 . Medição da Trinca corpo de prova número 3 de metal base.....	84
Tabela 10 . Medição da Trinca corpo de prova número 1 de metal de solda....	87
Tabela 11 . Medição da Trinca corpo de prova número 2 de metal de solda....	90
Tabela 12 . Medição da Trinca corpo de prova número 4 de metal de solda....	93
Tabela 13 . Valores medidos e estimados de crescimento da trinca para o metal base .....	95
Tabela 14 . Valores medidos e estimados de crescimento da trinca para o metal de solda .....	95

## SUMÁRIO

---

RESUMO.....	I
ABSTRACT.....	III
LISTA DE TABELAS.....	VI
1.1 CONTEXTUALIZAÇÃO DO TEMA.....	9
1.2 JUSTIFICATIVA E MOTIVAÇÃO.....	12
2. CONTEXTO HISTÓRICO.....	15
2.1 MECÂNICA DA FRATURA.....	15
Mecânica da Fratura Elasto-Plástica.....	18
A Integral J.....	20
Determinação experimental da integral J.....	22
A Curva R.....	23
Deformações nas Proximidades da Ponta de uma Trinca.....	25
2.3 - Pequeno histórico da metodologia de ensaios de mecânica da fratura através de corpos de prova SET.....	29
Estimativa da Integral J.....	34
2.4 A METODOLOGIA DO ENSAIO COM CORPO DE PROVA SIMPLES DO NAMEF.....	40
Estimativa da Integral J.....	41
Medição do tamanho da trinca usando a técnica da flexibilidade no descarregamento.....	42
Fatores eta para corpos de prova SET retirados da região da solda.....	43
2.5 A metodologia da ExxonMobil usando duplo extensômetro.....	44
Medição do tamanho da trinca utilizando a técnica da flexibilidade no descarregamento.....	46
2.6 A metodologia da British Standard para corpos de prova SET- BS 8571.....	46
Medição do CTOD.....	48
3 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL.....	49
3.2 Materiais.....	51
3.3 Junta Soldada Utilizada como Objeto de Estudo.....	52
3.4 Caracterização dos Materiais.....	56

3.4.1	Caracterização Macroestrutural.....	56
3.4.2	Ensaio de Tração Convencional e ensaio de impacto.....	56
3.4.3	Tenacidade à Fratura.....	58
4	RESULTADOS.....	63
4.1	CARGA - CMOD.....	63
4.2	Valores de medição das trincas de todos os corpos de prova após fratura....	74
4.3	Fotomicrografias das Fraturas.....	75
4.4-	Medições das Trincas.....	78
5	CONCLUSÕES.....	96
6	REFERÊNCIAS.....	99

## 1 INTRODUÇÃO

### 1.1 CONTEXTUALIZAÇÃO DO TEMA

A medição da tenacidade à fratura é parte integrante da avaliação da integridade estrutural de sistemas de tubulação.

A previsão precisa do comportamento de fratura no patamar superior desempenha um papel fundamental nas avaliações de integridade estrutural de estruturas críticas de engenharia, incluindo reatores nucleares e sistemas de tubulações.

Muitos aços estruturais e ligas de alumínio geralmente exibem aumentos significativos na tenacidade à fratura, caracterizados pela integral J [1, 2], ao longo dos primeiros mm de extensão de trinca estável ( $\Delta a$ ), geralmente acompanhados de grandes aumentos nos valores de deformação plástica.

Programas de teste convencionais para medir as propriedades de resistência ao crescimento de trincas em termos de curvas J-  $\Delta a$  (também denominadas curvas R), geralmente empregam corpos de prova padrão de três pontos de apoio SE (B) e de tensão compacta C (T) contendo trincas profundas ( $a / W$  0,45 a 0,5).

A principal motivação para o uso de amostras com trinca profunda é garantir condições que levem a uma alta restrição da ponta da trinca, para a qual a região próxima da ponta da trinca a descarga elástica e carga não proporcional estejam bem contidas na região de dominância J (ver discussão por Hutchinson [2]).

As abordagens de mecânica da fratura utilizadas na avaliação crítica de engenharia, também conhecido como procedimento ECA, para avaliação do comportamento dúctil da fratura em componentes estruturais emprega os dados de resistência ao crescimento da trinca obtidos experimentalmente para especificar o tamanho crítico da trinca baseado no crescimento da trinca esperado em descontinuidades que se aproximam geometricamente de trincas nas condições de serviço.

Um caso de interesse considerável envolve soldas circunferenciais executadas em campo de risers catenários (SCR) feitos de aço da mesma classe que a tubulação de transporte de petróleo e derivados de petróleo, como por exemplo, aço API de grau X65.



Tradicionalmente um corpo de prova SEB com trinca profunda é recomendado para a avaliação em muitos sistemas de tubulação existentes, sendo que esses ensaios remetem a corpos de prova com alto grau de restrição e como consequência a valores de tenacidade muito conservadores.

Entretanto, para juntas soldadas em serviço, os defeitos são usualmente sujeitos a um carregamento primário sob tensão de tração, onde na maioria das vezes a restrição é muito menor do que em um corpo de prova SEB três pontos com trinca profunda.

Adicionalmente de certa maneira tem crescido o uso da análise baseada na deformação no projeto de tubulações, as quais são submetidas a esforços acima do limite de escoamento.

Os corpos de prova de medição de tenacidade à fratura com baixo grau de restrição representam uma condição mais realística para a avaliação de defeitos em juntas soldadas circunferencialmente de forma que o aumento da resistência à tenacidade correspondente tende a minimizar o grau de conservativismo durante a avaliação.

Os processos de soldagem à arco tem sido aplicados há muito tempo em juntas soldadas de tubulações de todos os tipos e para as mais diversas finalidades sejam elas para transporte de petróleo e seus derivados como para o transporte de fluídos em plantas de geração de energia nuclear.

Embora as juntas soldadas sejam uma estrutura bi material ela tem sido ao longo do tempo considerada como material homogêneo, ocorrendo também que em muitos casos a avaliação dos materiais é feita como se estivessem sendo solicitados separadamente, mesmo estando conectados mecanicamente em uma junta soldada.

Outro fator comumente envolvido é a presença de dissimilaridade entre as propriedades mecânicas entre o metal de base e o consumível de soldagem, resultando em um metal de solda com propriedades diferentes do metal de base, ocasionando um efeito chamado de “mismatching”.

A principal causa desse fenômeno estar presente na maioria das juntas soldadas hoje executadas se deve ao fato do pessoal envolvido na sua execução estar

preocupado com o cumprimento das exigências presentes nas normas e códigos de fabricação.

E também ao atendimento das regras contidas nesses códigos o que na grande maioria das vezes leva a uma condição mecânica conhecida como “overmatch”. O termo “overmatch” é usado para caracterizar uma junta soldada que possui um “mismatch” maior do que 1.

O “mismatch” é a razão entre as tensões limite de escoamento do metal de solda (ou zona de fusão) e do metal de base. Quando esse fator é menor que 1 o termo undermatch é utilizado.

Nesse trabalho foi utilizado para confecção dos corpos de prova um aço de especificação ASTM A106 Gr C.

Esse material tem comportamento elasto-plástico e o carregamento remoto têm influência no modo de propagação e no mecanismo de falha, por isso esse assunto tem ocupado cada vez mais lugar de destaque na avaliação de estruturas e componentes críticos de engenharia e a maneira mais utilizada para caracterização da tenacidade à fratura desse tipo de material é a curva J-R.

Embora existam métodos normalizados para determinação dessas curvas, esses possuem muitas vezes inconvenientes e limitações que tem justificado o desenvolvimento de vários estudos com vista à determinação de métodos alternativos.

Nesse trabalho foi investigada a hipótese de que, a determinação da curva J-R deve ser feita a partir de corpos de prova com geometria e condições de carregamento que possuem uma similaridade com as condições de carregamento normalmente exibidas e obtidas em uma tubulação solicitada em condições normais de instalação. A partir do estudo das condições de carregamento e do modo de carregamento e da solicitação das cargas locais e do campo deformacional nas proximidades da ponta de uma trinca, é possível desenvolver uma metodologia para determinação da curva de resistência à fratura de um material com comportamento elastoplástico, bimaterial.

Para tanto, esse estudo foi conduzido através da avaliação experimental de corpos

de prova de geometria SET, extraídos de uma junta soldada em condição de overmatch e ensaiados em condições de restrição diferentes do convencional, mas ao mesmo tempo em condições muito próximas ao que normalmente ocorre em uma junta soldada circunferencial em condições normais de carregamento quando em serviço.

Nesse trabalho o termo restrição se refere à resistência da estrutura contra uma deformação plástica.

## **1.2 JUSTIFICATIVA E MOTIVAÇÃO**

Nesse trabalho serão avaliados os efeitos do baixo grau de restrição em ensaios de resistência à tenacidade em uma junta soldada circunferencial em um tubo de aço, soldado pelo processo eletrodo revestido com eletrodo de baixíssimo hidrogênio, utilizando-se de corpos de prova SET com trinca quase rasa.

O material estudado foi uma junta do aço ASTM A106 Gr.C soldada por processo de soldagem eletrodo revestido com o consumível AWS A 5.1 E 7018.

A metodologia empregada visa verificar a aplicabilidade de expressões matemáticas já bastante disseminadas que permitam associar valores de deformação com valores de integral J e  $\Delta a$ , em condições de overmatch.

Embora já existam na literatura expressões similares, essas expressões não foram testadas experimentalmente quanto a sua validade para qualquer uma das duas distintas regiões da junta soldada.

De certo modo também não se sabe se as mesmas permitem determinar com sucesso a curva J-R a partir da evolução da deformação durante o ensaio de um único corpo de prova, principalmente quando há dissimilaridade (overmatch) em uma proporção maior do que ao encontrado na literatura, no nosso caso 35% fornecendo um  $M=1,35$ .

Na prática essas condições de overmatch são facilmente encontradas em juntas soldadas nessa classe de aço quando soldadas através do processo SMAW, e também pela maioria dos processos usuais de soldagem a arco.

Para fins de determinação das curvas experimentais foram utilizadas corpos de prova do tipo SET com razão entre espessura e entalhe da ordem de  $a/W = 0,4$ .

O objetivo final desse trabalho é poder verificar a aplicabilidade da metodologia da flexibilidade no descarregamento e as formulações ora existentes e sua aplicabilidade em uma junta soldada em condições de overmatching de 35 %, e poder proporcionar a aplicabilidade de valores assim obtidos e menos conservadores em avaliações de tubulações em serviço contendo descontinuidades.

A partir da caracterização dos materiais quanto à tenacidade à fratura é possível selecionar materiais, projetar peças, determinar tamanhos críticos de defeito e avaliar o nível de segurança de sistemas industriais com presença de descontinuidades.

A capacidade do material resistir à fratura através da absorção de energia de deformação na ponta de uma trinca é uma propriedade intrínseca do material e é conhecida como tenacidade à fratura.

A tenacidade à fratura é descrita através de parâmetros que auxiliam na seleção de materiais em projetos, permitindo a determinação de carregamentos críticos para materiais com a presença de defeitos.

A determinação exata do comportamento à fratura em materiais com comportamento elasto-plástico possui um importante papel na avaliação da integridade estrutural de importantes estruturas de engenharia, cuja fratura pode representar uma série de imensos prejuízos econômicos, financeiros, sociais e ambientais.

Materiais com esse tipo de comportamento são utilizados, por exemplo, na fabricação de reatores nucleares, na indústria aeroespacial, na produção de dutos para transporte de óleo e gás, construção de plataformas de petróleo, entre outros.

Como já dito anteriormente, para materiais com comportamento elasto-plástico, a

curva J-R é um dos métodos utilizados para a caracterização da tenacidade à fratura.

A curva J-R é uma curva de resistência à fratura, a qual expressa a relação entre a propagação da trinca ( $\Delta a$ ) e o parâmetro de tenacidade à fratura conhecida como integral J.

Devido a sua grande importância e aplicabilidade, muitos trabalhos têm sido dedicados ao desenvolvimento de procedimentos efetivos para determinação dessas curvas.

Porém, do ponto de vista prático, os métodos possuem inconvenientes ou limitações, como por exemplo, a necessidade de obtenção de um estado plano de deformações; limitações de geometria e dimensões dos corpos de prova; número de corpos de prova; o efeito da não homogeneidade de material nas proximidades da trinca, como é o caso de juntas soldadas; entre outros.

Os efeitos de todos esses fatores na determinação da curva R exercem uma grande implicação na avaliação da integridade estrutural e tomadas de decisões quanto ao reparo de estruturas e componentes de engenharia.

Em virtude dessas limitações, muitos trabalhos têm sido desenvolvidos na busca de métodos alternativos para determinação de parâmetros de fratura e curva R.

Alguns trabalhos que têm sido publicados na área demonstram sucesso na utilização de métodos numéricos e experimentais para verificação dos conceitos da mecânica da fratura elasto-plástica a partir da utilização de corpos de prova com baixo nível de restrição (low constraint) para a determinação das curvas J-R em condições menos conservadoras.

Visando a verificação da aplicação dos métodos numéricos foram extraídos corpos de prova de metal base e da junta soldada e os valores obtidos são comparados.

Será feita uma avaliação da metodologia existente e sua aplicabilidade na condução dessa análise assim como a sua aplicabilidade no que diz respeito à avaliação de uma situação real de análise baseada nos valores obtidos através das duas regiões

investigadas, principalmente no que diz respeito ao monitoramento da trinca em condições de crescimento estável.

O estudo da evolução do crescimento estável da trinca durante o ensaio de tenacidade à fratura permite a determinação de expressões matemáticas que correlacionam valores de deformação com valores de extensão de trinca e com o parâmetro Integral J e sua influência na determinação de fatores de que sirvam como fatores de correção e que correlacione os valores obtidos experimentalmente com a metodologia teórica existente, e também com os modelos de células computacionais a serem desenvolvidos e calibrados a partir dos dados obtidos em ensaios experimentais.

## **2. CONTEXTO HISTÓRICO**

### **2.1 MECÂNICA DA FRATURA**

O uso crescente de materiais de alta resistência exigiu que fosse criada uma metodologia que fosse capaz de prever a ocorrência de fenômenos relacionados às suas propriedades de tenacidade, até então existia um único critério de tenacidade: o ensaio de impacto Charpy com entalhe em V, que se mostrou incapaz de ser usado como um método cujas avaliações fossem suficientes para a determinação de propriedades que pudessem ser utilizadas numa análise robusta de uma condição de solicitação de um determinado material em condições específicas de carregamento [1].

Nascia então há mais de 100 anos atrás a mecânica da fratura que foi criada com a função de resolver esse problema. Inicialmente a mecânica da fratura foi investigada em materiais isotrópicos, homogêneos e dentro do campo linear elástico. O comportamento à fratura foi modelado e testado muito bem em materiais metálicos submetidos a um valor baixo de deformações. A extensão desses modelos exigiu o desenvolvimento de análises que envolvessem uma abordagem energética.

Quando uma estrutura ou componente é submetido a um carregamento mecânico qualquer, um campo de energia é criado e se distribui em toda a região do material que está resistindo ao carregamento imposto. Considerando um material

homogêneo e na ausência de defeitos, a forma como essa energia se distribui é função unicamente do tipo e magnitude do carregamento, da geometria e das dimensões do componente. A presença de uma trinca causa alterações na forma como essa energia se distribui, havendo uma concentração de energia nas proximidades da ponta da trinca. A mecânica da fratura é a área da mecânica dos sólidos que trata do comportamento de materiais contendo trinca e submetidos a tensões e deformações. As teorias de mecânica da fratura permitem avaliar o efeito de uma trinca no campo de deformação e de tensões em um componente ou estrutura.

As teorias da mecânica da fratura foram desenvolvidas primeiramente para serem aplicadas apenas a materiais que rompiam com pouca ou nenhuma deformação plástica, ou seja, materiais com comportamento linear elástico.

Hoje é crescente a aplicação de materiais de engenharia com alta ductilidade, vale destacar aqui as tubulações de transporte de óleo e gás e os materiais empregados nas usinas nucleares

Dessa forma surgiu a necessidade de desenvolvimento de parâmetros de tenacidade à fratura que pudessem ser aplicáveis a materiais com maior ductilidade, dando origem ao que chamamos hoje de mecânica da fratura elasto-plástica.

### **Mecânica da Fratura Linear Elástica**

As investigações feitas por Griffith e Orowan foram os pilares para que George Irwin [3,4] nos anos 50 desenvolvesse os princípios da mecânica da fratura linear elástica (MFLE).

Griffith [6] publicou em 1920: *The phenomenal of rupture and flow in solids*, que é considerado o artigo fundamental de mecânica da fratura o qual serviu de base para uma série de publicações subsequentes.

A maneira como ele tratou o fenômeno da fratura deu o primeiro exemplo claro de configuração de força e a competição entre energia elástica e energia de superfície. Griffith propôs sua teoria, descreveu seu experimento e especulou sobre os conceitos micro estruturais e tamanho de defeito.

Ele determinou que defeitos presentes em um sólido atuariam como intensificadores de tensão afetando sua resistência e essa foi primeira grande contribuição de seu trabalho. Ele também desenvolveu um critério termodinâmico para fratura considerando a troca total de energia acontecendo durante a propagação de uma trinca em um material, através da derivação. A energia potencial causada pelo trabalho externo e pela energia interna de deformação que é liberada.

Essa liberação acontece em forma de energia que ocorre durante a extensão da trinca.

O estudo das tensões nas proximidades da ponta de uma trinca foi outra contribuição muito importante.

Westergaard [7] por sua vez considerou uma placa infinita submetida a um estado biaxial de tensão, com uma trinca central de comprimento igual a  $2a$ , conforme ilustra a Figura 1.

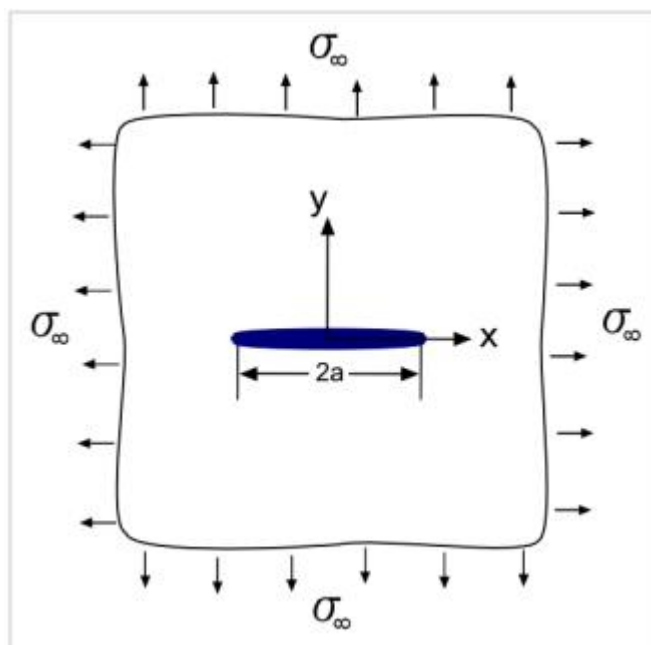


Figura 1 Trinca no centro de uma placa infinita submetida à solicitação biaxial.

Fonte: WESTERGAARD [6].



Um requisito fundamental na pesquisa em mecânica da fratura é quantificar as condições que irão propagar uma trinca, esse comportamento foi demonstrado por Orowan [9].

O conceito do fator de intensidade de tensões,  $K$ , foi posteriormente introduzido por George Irwin a partir da solução generalizada de Westergaard, desenvolvendo assim os fundamentos da mecânica da fratura pela introdução da taxa de liberação de energia.

A fratura é um problema termodinâmico e a taxa de liberação de energia de deformação descreve a energia elástica potencial que está disponível para propagar a trinca, aumentando sua área de superfície. Em materiais com comportamento linear elástico, ou quando a condição de rendimento em pequena escala é satisfeita, a taxa de liberação de energia de deformação pode ser representada pelo fator de intensidade de tensões que descreve o campo de tensões em torno da trinca.

Segundo Irwin, a falha ocorre quando o valor de  $K$  atinge um valor crítico, denominado  $K$  Crítico. Definindo assim um critério de falha.

O valor de  $K$  Crítico é uma propriedade intrínseca do material, representando a sua tenacidade à fratura, ou seja, a sua capacidade de absorver energia na ponta de uma trinca[24].

### **Mecânica da Fratura Elasto-Plástica**

A mecânica da fratura linear elástica se presta basicamente a análise de um sólido contendo trincas em uma condição em que a quantidade de deformação plástica é de pequena monta.

Porém para materiais dúcteis, que são os principais materiais de interesse na área da engenharia, cuja fratura é precedida por uma deformação plástica considerável, não podem ser analisados através de um único critério de falha, como por exemplo o KIC, sendo nesses casos parâmetros de tenacidade à fratura, descrito através de

modelos não lineares, devem ser utilizados [9].

Nesse trabalho o parâmetro estudado para caracterização da tenacidade à fratura é a Integral J. Esse parâmetro é discutido a seguir.

## A Integral J

O conceito de J-integral, desenvolvido de forma independente por Cherepanov [20] e Rice [11] podem ser usados para calcular a energia de deformação taxa de liberação diretamente do campo de tensão de uma trinca. Sua formulação é definida como uma integral do caminho de contorno, que tem zero valor se nenhuma trinca estiver presente no contorno. O J-integral é de contorno independente, como definido por Eshelby e o contorno para avaliar a deformação taxa de liberação de energia de uma trinca deve começar e terminar a partir de um superfície livre de tração, como a superfície da trinca. Muitas vezes implementado como uma integral de linha, a integral J pode ser formulada como um superfície ou área integral usando o teorema de Green.

A forma bidimensional de uma dessas integrais pode ser escrita como:

$$\int_{\Gamma} (W dy - T \frac{du}{dx} ds) \quad (1)$$

$$\text{Com : } W = \int_0^{\epsilon} \sigma_{ij} d\epsilon_{ij} \quad (2)$$

Onde:

W = energia de deformação por unidade de volume;

$\Gamma$  = contorno fechado seguindo o sentido anti-horário em um sólido submetido a uma tensão;

T = vetor de tração perpendicular a  $\Gamma$ ;

U = deslocamento na direção x;

ds = é um elemento infinitesimal de  $\Gamma$

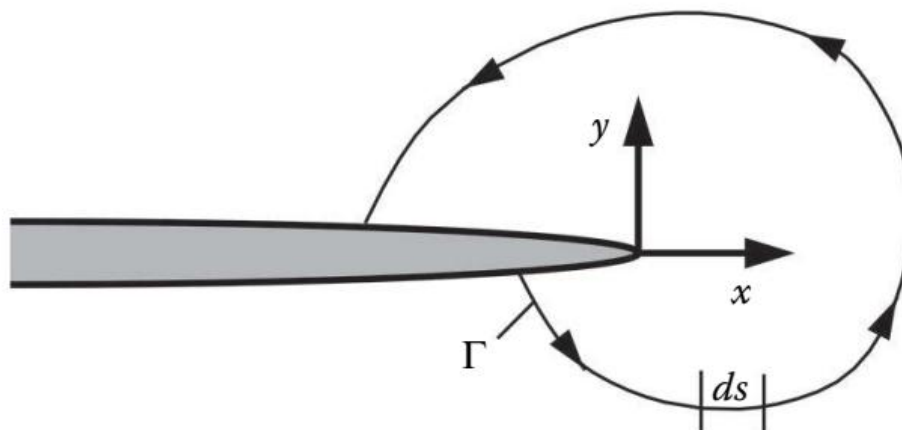


Figura 2- Modelo esquemático para definição da integral J. Fonte: ESHELBY [18].

Integrais independentes de caminho têm sido amplamente empregadas para estudar corpos com defeitos desde o trabalho pioneiro de Eshelby [18], Rice [11], Cherepanov [20].

O uso potencial da integral J na mecânica da fratura foi reconhecido principalmente devido ao artigo de Rice [5], que mostrou que a integral J independente do caminho representa a taxa de liberação de energia causada pela extensão da trinca em um corpo elástico não linear, podendo inclusive determinar um valor crítico ou JIC, a partir do qual ocorre a fratura do materiaisl.

“Considerando o contorno fechado ABCDEF ao redor da ponta da trinca na Figura 3, pelo princípio da conservação de energia a integral é zero ao redor desse contorno. Uma vez que T e dy são iguais a zero ao longo dos segmentos CD e AF, a contribuição dessas partes para a integral é igual a zero.

Conseqüentemente, a contribuição de ABC deve ser igual à contribuição de DEF (porém com sinal oposto). Isso significa que se a integral for tomada ao longo de  $\Gamma_1$  ou  $\Gamma_2$  os valores serão os mesmos, ou seja,  $J_{\Gamma_1} = J_{\Gamma_2}$  na Figura 3(c).” texto adaptado de Anderson [24].

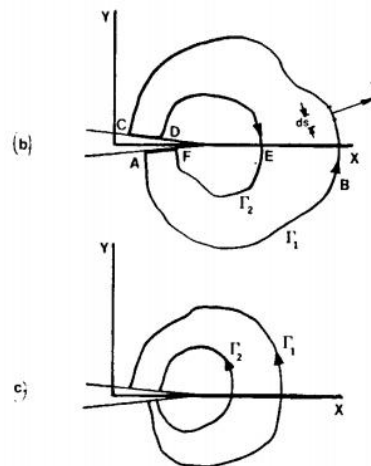


Figura 3 - Contorno ao redor da ponta de uma trinca. Fonte: ESHELBY [18]

Rice demonstrou ainda, que a integral  $J$  definida como uma integral de contorno ao redor de uma trinca, Figura 3(b), é a variação na energia potencial para uma extensão de trinca *dada*:

$$J = \frac{dV}{da} \quad (3)$$

Onde  $V$  é a energia potencial.

### Determinação experimental da integral $J$

Begley e Landes [20] foram um dos primeiros a desenvolver métodos de ensaios que fossem aplicáveis a determinação da integral  $J$  como um parâmetro capaz de descrever os campos de tensão e deformação nas proximidades da ponta de uma trinca. Essa foi a motivação para o desenvolvimento dos métodos de ensaio que fossem capaz de mensurar os valores adquiridos em um ensaio.

Eles conseguiram isso através do ensaio de múltiplos corpos de prova, sendo os pioneiros nesse tipo de determinação.

Isso permitiu que a integral  $J$  se torna-se um parâmetro mensurável que tornou possível que os materiais dúcteis tivessem suas propriedades de tenacidade à fratura mensuráveis através de um ensaio.

## A Curva R

A curva R é uma representação gráfica da resistência à fratura de um material. Pelo método convencional, essa curva é construída a partir do ensaio de múltiplos corpos de prova, de acordo com as normas ASTM E1820-17 [23].

Para avaliar as condições que devem ser satisfeitas em um ensaio de tenacidade à fratura válido, e para entender adequadamente os resultados que são obtidos, é necessário estar familiarizado com o conceito atual de aumento da resistência à extensão de trinca durante um ensaio.

A discussão anterior mais longa é provavelmente aquela dada por Krafft, Sullivan e Boyle [22].

Em 1962, Irwin, Kraft e Sullivan foram os primeiros a introduzir o conceito dos corpos de prova SET nas reuniões do comitê da ASTM com o propósito de determinar a tenacidade em uma condição de estado plano de deformações, e isso consta no memorando não publicado [90] do comitê de Ensaio de Fratura.

Este conceito foi originado por G. R. Irwin, mas não recebeu muita ênfase até o ano de 1965, porém hoje foi adotado e é bastante difundido sendo inclusive mencionado em livros de mecânica da Fratura e aplicado em normas técnicas.[23,24]

Os materiais dúcteis apresentam comportamento distinto quando comparados aos materiais frágeis.

Os materiais dúcteis geralmente exibem crescimento lento e estável da trinca acompanhado de uma deformação plástica razoável.

Muitos materiais com alta tenacidade não falham catastróficamente em um determinado valor de  $J$  ou CTOD.

Antes que a trinca atinja um estágio de crescimento constante ocorre um aumento da zona plastificada na ponta da trinca durante a sua propagação, esse fenômeno faz com que parte da energia seja consumida em forma de deformação plástica e outra parte para o crescimento da trinca.

Dessa forma, é necessário que haja um aumento do carregamento para que o crescimento da trinca continue. A relação entre a propagação estável da trinca ( $\Delta a$ ) e um parâmetro de tenacidade à fratura, normalmente usa-se a Integral J e o CTOD para materiais dúcteis, sendo essa curva conhecida como curva R.

Para os metais as curvas R são crescentes e a extensão do tamanho da trinca normalmente está associada aos fenômenos de crescimento e coalescência de micro cavidades [24].

A Figura 4 mostra um esquema da curva J-R.

No estágio inicial de deformação a relação entre J e  $\Delta a$  é praticamente linear e há um crescimento muito pequeno da trinca devido à plastificação que ocorre em sua ponta. Com o aumento de J, o material na ponta da trinca falha localmente resultando em uma extensão de seu tamanho[24].

O módulo de rasgamento define a razão entre  $dJ/da$ , o qual determina a inclinação da curva a partir de um estágio mais avançado do ensaio, esse comportamento também pode ser usado para caracterizar a resistência a propagação da trinca.[19,36,37]

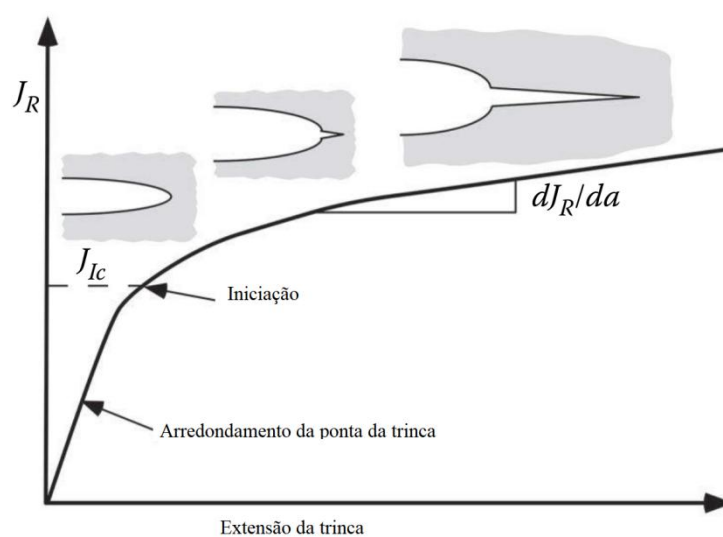


Figura 4 - Modelo esquemático de uma curva R para um material dúctil. Fonte: adaptado de ANDERSON [24].

Dentre os métodos possíveis para determinação da curva R de um material dois se destacam, o de corpo de prova único e o de corpos de prova múltiplos. No método do corpo de prova múltiplos vários corpos de prova são ensaiado até diferentes valores de abertura da boca da trinca( CMOD) sendo necessários pelo menos 6 ensaios válidos (corpos de prova) para descrever o comportamento do material a propagação da trinca.

Ao final calcula-se o valor de J, em função de cada abertura da boca da trinca , sendo dessa maneira possível construir a curva R do material [25].

Esses métodos são bastante consolidados e os seus procedimentos são descritos na norma ASTM E1820 [23], sendo o método experimental a partir de um único corpo de prova mais comumente utilizado para a determinação da curva R.

O método da flexibilidade no descarregamento (*unloading compliance technique*) foi primeiramente descrito por Smith [26], Clarke [27] e Joyce [28], sendo esse método é recomendado pela norma ASTM E1820[23] para o qual é medida a carga(P), o LLD (*Load Line Displacement*) e o CMOD para corpos de prova do tipo SEB (Single Edge Bend) para determinação da integral J.

A determinação do comprimento da trinca é realizada para vários instantes durante o ensaio utilizando-se os valores de carga obtidos através de um dinamômetro acoplado à máquina de ensaio em quanto que os valores de abertura da boca da trinca são obtidos por um extensômetro.A partir da inclinação da curva força versus CMOD, durante o descarregamento parcial do corpo de prova os valores de flexibilidade são obtidos e esses valores podem ser usados para uma estimativa dos valores de extensão da trinca obtidos , por meio de cálculos adequados.

### ***Deformações nas Proximidades da Ponta de uma Trinca***

Sempre existirá uma região próxima a região da ponta da trinca onde o material irá se deformar plasticamente , ainda que todo o mecanismo ocorra em regime elástico.

Vários modelos matemáticos descrevem o tamanho dessa zona plastificada, dentre eles, destacam-se o modelos proposto por Irwin [4] e o modelo de Dugdale [46,47], sendo que esses modelos descrevem a correlação entre o estado de deformação



nas região adjacente a ponta da trinca e um fator de intensidade de tensões  $K$ .

O conceito de integral  $J$  tem sido utilizado em vários estudos para caracterizar a intensidade dos campos de tensão e deformação nas proximidades de uma trinca.

Materiais elasto-plásticos geralmente exibem um comportamento característico no qual se observa um elevado nível de deformações na proximidade da trinca [11, 12, 13, 48,49].

Landis e Carka [50] estudaram, via método dos elementos finitos, o comportamento do campo deformacional nas proximidades da ponta de uma trinca, a fim de investigar a dependência da integral  $J$  com o caminho escolhido como contorno da ponta da trinca.

Três diferentes modos de carregamento foram utilizados, com coeficiente de poisson 0,3 e diferentes modos de carregamento e os diferentes formatos da zona plastificada para os três diferentes modos de carregamento para um material com comportamento elástico perfeitamente plástico.

O conceito de integral  $J$  é considerado um dos mais importantes dentre os parâmetros utilizados para caracterização de tenacidade à fratura de materiais com comportamento elasto-plástico, sobretudo por se tratar do único parâmetro capaz de descrever o campo de tensão e deformação na vizinhança da ponta da trinca [51].

Hutchinson [48] e por Rice e Rosengren [13] propuseram simultaneamente modelos que descrevem as relações de tensão e deformação com a integral  $J$  e que são conhecidos como equações HRR.

A equação de Ramberg e Osgood [52,53], descreve a relação entre tensão e deformação, cuja relação é complexa, cobrindo o campo da mecânica da fratura elasto-plástica, enquanto que para a mecânica da fratura linear elástica, a relação entre tensão e deformação é facilmente descrita pelo módulo de elasticidade do material.

A equação 4 define a relação de Ramberg-Osgood.

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_e} + \alpha \left( \frac{\sigma}{\sigma_e} \right)^n \quad (4)$$

Onde:

$\sigma$  = tensão;

$\sigma_e$  = tensão limite de escoamento;

$\varepsilon$  = deformação;

$\varepsilon_0$  = deformação correspondente à  $\sigma_e$ ;

$\alpha$  = constante do material;

$n$  = coeficiente de encruamento do material;

O valor de tensão, segundo o modelo HRR, para um sólido com uma trinca submetida a um carregamento no modo I, é dado pela seguinte equação:

$$\sigma_{ij}(r, \theta) = \sigma_0 \left( \frac{Ej}{\alpha \sigma_e^2 lnr} \right)^{\frac{n}{n+1}} \quad (5)$$

E o valor de deformação é dado por:

$$\sigma_{ij}(r, \theta) = \alpha \varepsilon_0 \left( \frac{Ej}{\alpha \sigma_e^2 lnr} \right)^{\frac{n}{n+1}} \quad (6)$$

Onde:

$r$  = distância do ponto analisado até a ponta da trinca;

$q$  = ângulo entre o ponto analisado e a direção de propagação da trinca;

$\sigma_0$  = Tensão aplicada;

$E$  = Módulo de elasticidade;

$ln$  = constante adimensional determinada pelo valor de  $n$ ;

As equações HRR as quais são largamente utilizadas para descreverem o comportamento de campos deformacionais e de tensão a frente da ponta de uma trinca em função do valor de J, nesse caso uma variedade de análises numéricas têm confirmado a existência dos campos de tensão e deformação. [54, 55, 56,57].

A obtenção dos coeficientes de Ramberg Osgood nem sempre é fácil, pois dependem da comportamento da curva tensão deformação. A precisão com que os coeficientes de Ramberg e Osgood são obtidos dependem fortemente de como a deformação é determinada, levando a uma correta correlação entre valores de J, tensão e deformação de forma dependente .

A presença de anisotropia nos materiais também afeta os domínios das equações HRR [57].

É possível verificar que a relação da deformação com a integral J inversamente proporcional ao valor de  $\sigma_e$ , uma vez que o limite de escoamento do material é uma propriedade facilmente determinável e, de acordo com a Equação (7), , ou seja:

$$\varepsilon \propto \left( \frac{J}{\sigma_e} \right) \quad (7)$$

Modelos que descrevam o comportamento da deformação superficial com a propagação de uma trinca não foram encontrados na literatura, e nem mesmo como a tensão limite de escoamento influencia no modelo.

Analisando-se a curva R de materiais semelhantes, como o caso de diferentes regiões de uma junta soldada, considerando materiais com grande deformação plástica, o material com o menor limite de escoamento geralmente apresenta um valor J maior para um mesmo tamanho de trinca em comparação como material com limite de escoamento maior de acordo com Cretegnny e Saxena [59].

Isso é compreensível devido ao fato de que o material com menor  $\sigma_e$  inicia o processo de plastificação na ponta da trinca com mais facilidade do que o material com maior  $\sigma_e$ .

### **2.3 - Pequeno histórico da metodologia de ensaios de mecânica da fratura através de corpos de prova SET**

As práticas históricas da ASTM e dos métodos disponíveis desenvolvidos por DNV, CANMET, ExxonMobil, BSI e USP para a medição da tenacidade à fratura em condições de baixa restrição são discutidos a seguir.

#### **Os primeiros ensaios de tenacidade à fratura utilizando corpos de prova SET**

Os corpos de prova SET não são corpos de prova padrão de acordo com a ASTM, mas tem sido de longa data objeto de estudo por parte dela no ensaio de avaliação da tenacidade à fratura. Em 1962, Irwin, Kraft e Sullivan foram os primeiros a introduzir o conceito dos corpos de prova SET nas reuniões do comitê da ASTM com o propósito de determinar a tenacidade em uma condição de estado plano de deformações, e isso consta em um memorando não publicado [90] do comitê de Ensaios de Fratura. Em 1964, Sullivan [91] propôs o desenho de um corpo de prova SET em condição de ser ensaiado fixado por pinos, e Srawley e outros [92] publicaram seus resultados da energia elástica dissipada “G” fazendo uso desse tipo de corpo de prova. Em 1965, Srawley e Brow [93] obtiveram uma solução fechada para a determinação de K para esse corpo de prova. Em 1973, Tada e outros [94] obtiveram uma solução melhor tanto para a determinação da flexibilidade quanto para o cálculo do K em corpos de prova SET ensaiado por pinos. Entretanto naquele tempo o maior interesse da ASTM estava na determinação do limite inferior em estado plano de deformações para poder determinar valores conservadores e para tanto os corpos de prova CT e SEB se tornaram o alvo das investigações e desenvolvimentos das metodologias para a determinação dos ensaios de tenacidade padrão. Baseado na experiência adquirida e desenvolvida nessa época a primeira norma para a determinação da tenacidade à fratura foi desenvolvida a ASTM E399 de 1972, para a determinação do  $K_{Ic}$ .

A tenacidade à fratura é uma das propriedades mais importantes do material e frequentemente caracterizada usando o fator de intensidade de tensão, K, proposto por Irwin [4] para trincas com comportamentos frágeis e a J-integral proposto por Rice [11] ou deslocamento de abertura de ponta de trinca (CTOD) proposto por Wells [14] para trincas com comportamento dúctil.

Esses parâmetros de fratura podem descrever efetivamente a tenacidade do material e força motriz de trinca para uma estrutura que contém uma trinca, conforme necessário em uma análise de mecânica de fratura de modo que a carga crítica ou o tamanho crítico da trinca sejam determinados.

Ao longo do último meio século, desde 1960, esforços extensivos foram feitos para desenvolver métodos de ensaios mecânica da fratura confiáveis, e uma variedade de métodos de teste de resistência à fratura foram desenvolvidos e padronizados em todo o mundo, conforme revisado por Zhu e Joyce [32,37]. Os corpos de prova padrão usados com mais frequência são a tensão compacta (CT) e corpos de prova submetidos à flexão em três pontos (SEB) com entalhe central profundo, ou seja uma razão  $a/W$  maior que 0,5.

Esses corpos de prova são de condições de alta restrição na ponta da trinca e determinam a tenacidade à fratura de forma conservadora.

A prática tem mostrado que a tenacidade à fratura medida usando o corpos de prova CT ou SEB são muitas vezes excessivamente conservadores para trincas superficiais devido ao efeito de restrição da trinca.

Assim, diferentes métodos de ensaio de mecânica da fratura nas condições de baixa restrição foram desenvolvidos para determinar a tenacidade à fratura mais realista ou menos conservadora, como revisado recentemente por Zhu [70].

Isso inclui um método de correção de restrição geral [71] e diferentes métodos de ensaios de mecânica da fratura direta com a utilização de corpos de prova não padronizados de baixa restrição.

A indústria de petróleo e gás tem favorecido o desenvolvimento de métodos de ensaio para medir a tenacidade à fratura em condições de baixa restrição para aços de tubulação usando um corpo de prova submetido a tração e entalhado no centro de uma das faces (SET) e solicitado com as extremidades fixadas por garras ou pinos em termos de integral J ou CTOD.

A resistência à fratura menos conservadora tem sido aplicada com sucesso ao projeto baseado em tensão (SBD), no gerenciamento de integridade e avaliações ECA / FFS de dutos offshore e onshore, levando a uma grande economia de custos no projeto de dutos e manutenção.

Isso tem promovido amplamente o estudo de ensaios de resistência à fratura SET para aços para dutos.

### **Curvas J-R utilizando corpos de prova SET**

Considerada uma geometria de baixa restrição, os corpos de prova SET foram utilizados experimentalmente para investigações do efeito da restrição da ponta da trinca em ensaios para a determinação da curva J-R de materiais dúcteis na década de 1990. Joyce e outros[67,28] estenderam o procedimento para a determinação das curvas J-R da norma ASTM E1152 (a antiga versão da norma ASTM E1820) para corpos de prova SEB , para os corpos de prova SET fixos por pinos, e efetuaram a determinação de curvas J-R utilizando corpos de prova nessa condição para diferentes tipos de aço. Esse experimento mostrou que:

- a) Resultados crescentes em comparação com os obtidos em corpos de prova SEB normalizados
- b) Menos sensível ao tamanho inicial da trinca
- c) Um crescimento negativo aparente da trinca observado no início da propagação causado por uma anomalia da técnica da flexibilidade no descarregamento.

Os autores então propuseram uma correção da rotação do corpo de prova durante todas as etapas da execução do ensaio a todos os níveis de carregamento e o crescimento negativo aparente foi eliminado com sucesso das curvas J-R em corpos de prova SET. Entretanto os corpos de prova fixados por pinos são capazes de determinar curvas J-R menos conservadoras, ou valores de tenacidade à fratura, para aços dúcteis.

### **O método de múltiplos corpos de prova do DNV**

Para poder avaliar trincas rasas ocorridas em tubulações off-shore o DNV desenvolveu uma metodologia que utiliza corpos de prova SET de baixa restrição para determinação da tenacidade à fratura em tubos de aço. Em 2006 o DNV publicou seu método de ensaio utilizando corpos de prova SET, a prática recomendada DNV-RP F108[85].

Essa prática adota a técnica dos corpos de prova múltiplos para o desenvolvimento

de uma curva J-R através de corpos de prova fixos por pinos ou por garras. Geralmente, a fixação por pinos simula uma trinca axial em tubulações e o corpo de prova fixo por garras simula uma condição de carregamento transversal, o que significa para uma condição soldada uma trinca circumferencial paralela ao eixo da solda e transversal ao eixo do tubo.

Uma vez que esse tipo de trinca são as mais comuns durante o lançamento de tubos, por enrolamento e desenrolamento, o corpo de prova SET fixo por garras tem recebido uma maior atenção hoje em dia no que diz respeito ao desenvolvimento de uma metodologia de corpos de prova com baixa restrição para determinação de tenacidade à fratura.

A figura 5 mostra um corpo de prova SET preso por garras.

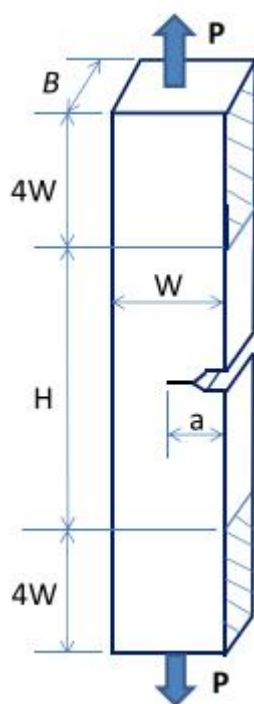


Figura 5 - Corpo de prova SET preso por garras. Fonte: BS 8571:2014 [84].

Onde:

a= tamanho da pré trinca

W= largura do corpo de prova

B= espessura do corpo de prova

H= 10W, a distância entre as garras, sendo que extremidade fixa na garra deve ter 4W de comprimento.

Com a finalidade de se obter trincas mais finas o DNV sugere a execução de uma trinca de fadiga que junto com o entalhe dará uma pré trinca na faixa de 0,2 a 0,5 da largura do corpo de prova, ou seja, um a/W de 0,2 a 0,5.

O procedimento do DNV não requer que seja aplicado entalhe lateral (side groove).

A extensão máxima da trinca não deve exceder 3 mm e dessa maneira uma curva J-R curta é garantida para determinar a tenacidade à fratura de iniciação.

Para desenvolver uma curva J-R a partir de múltiplos corpos de prova o DNV requer pelo menos 6 corpos de prova (6 resultados válidos) sejam testados em um procedimento similar ao da norma ASTM E 1820[23].

Um único clip gage pode ser instalado e efetuar a medição do deslocamento da abertura da boca trinca (CMOD, da sigla em inglês) e um duplo clip gage pode ser usado como alternativa para estimar o CTOD. Para cada ensaio, a carga aplicada, o CMOD, a trinca inicial e a final são medidos e gravados. Para determinação da Integral J a a mesma é dividida em duas porções a parte elástica e a parte plástica num procedimento similar àquele utilizado pela ASTM 1820[23], onde o componente elástico é determinado diretamente através do fator de intensidade de tensões K para uma trinca estacionária na condição de estado plano de tensões:

$$J = J_{el} + J_{pl} \quad (8)$$

$$J_{pl} = K^2 \frac{(1-\nu^2)}{E'} \quad (9)$$

Onde: E é o modo de elasticidade,  $\nu$  é o coeficiente de Poisson.



O componente plástico é determinado pela seguinte equação que incorpora o fator eta.

$$J_{el} = \frac{\eta c \text{ mod } A_{pl}}{B b_0} \quad (10)$$

$$K = \frac{P}{(B B_N)^{0,5} W} \sqrt{\pi a} f(x) \quad (11)$$

Onde BN é a espessura do corpo de prova após o side groove  $\alpha = a/W$ , f é o fator geométrico adimensional expresso pelo seguinte função polinomial de 11ª ordem:

$$f(\alpha) = 1,197 - 2,133\alpha + 23,886\alpha^2 - 69,051\alpha^3 + 100,462\alpha^4 - 41,397\alpha^5 - 36,137\alpha^6 + 51,215\alpha^7 - 6,607\alpha^8 - 52,322\alpha^9 + 18,574\alpha^{10} + 19,465\alpha^{11} \quad (12)$$

Essa expressão é válida para a/W entre 0,05 e 0,95 e H/W=10

### **Estimativa da Integral J**

O CMOD incremental baseado na Integral J.

Uma vez que apenas o CMOD é fácil de ser medido em corpos de prova SET a estimativa da Integral J a partir do CMOD tem sido utilizado pelo DNV para a determinação da Curva J-R de uma trinca estacionária, como mostrado na equação (16). Para a determinação uma curva J-R inteira com uma grande extensão da trinca uma curva carga-CMOD é necessária para um crescimento lento em um corpo de prova simples. Para um crescimento de trinca maior, a correção do crescimento precisa ser considerada e a deformação da curva J-R necessita ser determinada, como adotada pela ASTM E1820. Em 2007 Zhu e outros desenvolveram uma equação incremental baseada no CMOD:

$$J_{pl} = (J_{pl}(i-1) + \frac{\eta_{CMOD}^{1-i}}{B_{i-1}B_N}) \left(1 - \frac{\gamma_{LLD}^{i-1}}{b_{i-1}}\right) (a - a_{i-1}) \quad (13)$$

Para calcular o componente plástico de J , onde  $\eta_{CMOD}$  e  $\gamma_{LLD}$  são baseados em fatores geométricos plásticos, respectivamente CMOD e LLD, e

Denota a área incremental sob a curva Carga-CMOD :

$$A_{V_{pl}}^{i-1,i} = \frac{1}{2} (P_i + P_{i-1}) (V_{pl(i)} - V_{pl(i-1)}) \quad (14)$$

Onde V é CMOD e Vpl é o componente plástico.

Quando a carga aplicada, o CMOD e o comprimento da trinca são medidos a partir de um ensaio de mecânica da fratura, a Integral J é determinada a cada ciclo de carregamento e então a curva J-R é obtida para esse corpo de prova. Uma vez a equação da integral J incremental desenvolvida ela foi adotada pela ASTM E1820 na edição de 2008.

Note que Ernest e outros [60] desenvolveram uma equação incremental de integral J similar à equação(13) , baseada no LLD , ao invés do CMOD, e a Integral J incremental baseada no LLD tem sido usada pela ASTM E1820 por mais de 30 anos. Entretanto o LLD é difícil de medir em corpos de prova SET, dessa forma somente a Integral J baseada no CMOD pode ser usada para o cálculo da integral J em corpos de prova SET.

**Os fatores eta do CANMET.**

Tão logo após a equação incremental da integral J baseada no CMOD ter sido desenvolvida em 2007, o CANMET a adotou já em 2008 para a avaliação das curvas J-R para corpos de prova SET fixos por garras.

Através de cálculos por elementos finitos detalhados do comportamento elasto plástico para materiais elásticos perfeitamente plásticos nas condições de estado plano de deformações, Shen e outros[62] descobriram que diferentes coeficientes de encruamento  $n= 10$  e  $15$  foram usados no ajuste da curva de acordo com as equações (15) e (16).

$$\eta_{CMOD} = 1 - 1,089\alpha + 9,519\alpha^2 - 48,572\alpha^3 + 109,225\alpha^4 - 73,116\alpha^5 - 77,984\alpha^6 + 38,487\alpha^7 + 101,401\alpha^8 + 43,306\alpha^9 - 110,770\alpha^{10}$$

(15)

$$\eta_{LLD} = -0,880 + 15,190\alpha - 35,440\alpha^2 + 18,644\alpha^3 + 18,399\alpha^4 - 1,273\alpha^5 - 12,756\alpha^6 - 12,202\alpha^7 - 4,447\alpha^8 + 5,397\alpha^9 + 14,187\alpha^{10}$$

(16)

### **Medição do tamanho da trinca usando a técnica da flexibilidade no descarregamento**

Quando um corpo de prova simples é usado, o tamanho da trinca deve ser monitorado durante todo o ensaio.

O tamanho instantâneo da trinca deve ser convenientemente medido através da flexibilidade do CMOD como recomendado pela ASTM E1820[23] para corpos de prova SEB.

Da mesma maneira o CANMET [62,63, 64] adotou a metodologia da flexibilidade no descarregamento para o monitoramento da trinca.

E obteve o seguinte resultado numérico na equação da flexibilidade do CMOD em uma função polinomial de oitava ordem:

$$\frac{a}{W} = 2,072 - 16,411u + 79,600u^2 - 211,670u^3 + 236,857u^4 + 27,371u^5 - 179,740u^6 - 86,280u^7 + 171,764u^8 \quad (17)$$

Onde  $\mu$  é a flexibilidade normalizada,  $E$  é o módulo de Young do material  $B_{eff}$  é a espessura efetiva que devem considerar o efeito do entalhe lateral nas condições tridimensionais,  $C=$  é a flexibilidade em função do CMOD medido a partir de um ciclo de carregamento específico. A equação(17) é válida para  $a/W$  entre 0,05 e 0,95 e  $H/W= 10$ .

Devido à rotação significativa que ocorre durante o ensaio de corpos de prova SET um fator de correção foi proposto pelo CANMET a partir de cálculos de elementos finitos [64].

A maior dificuldade da utilização da técnica da flexibilidade no descarregamento é a prevalência de um aparente crescimento negativo da trinca durante a fase inicial do carregamento. Esse fenômeno é familiar quando se ensaia corpos de prova SEB e CT.

A ASTM E1820 [23] dispõe de uma metodologia para sua correção. O CANMET também desenvolveu um procedimento similar para obter a correção do crescimento inicial da trinca quando um crescimento negativo aparente é encontrado.

### **CTOD convertido a partir da Integral J**

O CANMET adotou o método de conversão da integral J de acordo com a ASTM E1820 e usou a seguinte equação para o cálculo do crescimento da trinca em um corpo de prova SET fixo por garras:

$$CTOD = \frac{J}{m\sigma_y} \quad (18)$$

Onde o J é a integral J total calculada de acordo com as equações (8), (9), (11) e (13),  $\sigma_y = (\sigma_{ys} + \sigma_{uts}) / 2$ , onde  $\sigma_{ys}$  é o limite de escoamento e  $\sigma_{uts}$  é o limite de resistência e o m é um fator de restrição que é função de  $a/W$  e de  $\sigma_{ys} / \sigma_{uts}$ .

Importante notar que o fator  $m$  é determinado pelos resultados da análise por elementos finitos com o CTOD definido como a interceptação do angulo de  $90^\circ$  com a ponta embotada da trinca conforme pode ser visto na figura 6.

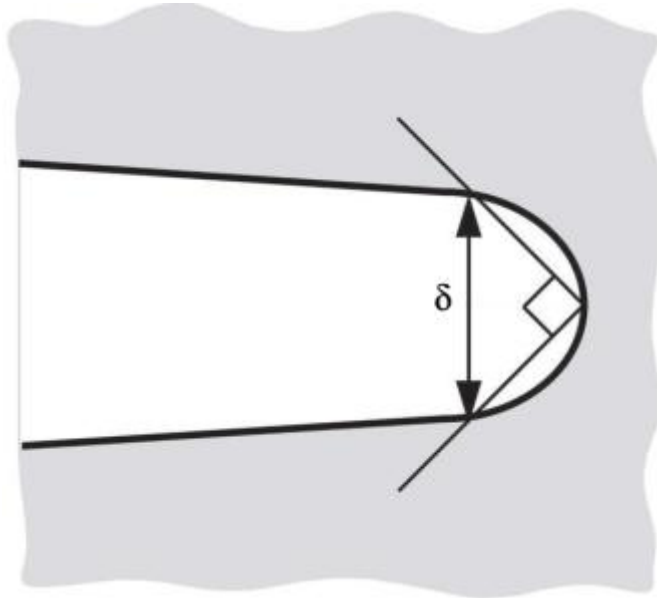


Figura 6 - Pontos de intersecção que definem o CTOD. Fonte: Anderson[24].

$$m = \begin{cases} m_c, & P \leq P_y \\ m_c - m_p \left( \frac{P}{P_y} - 1 \right), & P > P_y \end{cases}$$

(19)

Onde  $P$  é a carga aplicada,  $P_y$  é a carga limite para o corpo de prova SET, os dois parâmetros  $m_c$  e  $m_p$  são expressos em termos de  $a/W$  e coeficiente de encruamento  $N$  para um material elástico perfeitamente plástico.

$$\left\{ \begin{array}{l} m_c = A_1 \frac{a}{W} + A_2 \\ m_p = B_1 \frac{a}{W} + B_2 \\ A_1 = -0.1293 + 0.1152N - 0.00986N^2 + 0.000263N^3 \\ A_2 = 3.0867 - 0.297N + 0.0194N^2 - 0.000427N^3 \\ B_1 = 1.0169 - 0.0634N + 0.00567N^2 - 0.000200N^3 \\ B_2 = 0.6969 - 0.1216N + 0.01487N^2 - 0.000393N^3 \end{array} \right. \quad (20)$$

Onde a curva ajustada pelo fator  $m$  é válida para  $a/W$  entre 0,2 e 0,5 e  $N$  entre 5 e 20. Observe que o fator  $m$  do CANMET considera o efeito do nível da carga (equação (18)).

Um extensômetro simples é utilizado na medição do CMOD, dessa maneira a integral  $J$  é calculada a partir da curva carga-CMOD e o CTOD é convertido a partir dos dados de integral  $J$  pela equação (18). Uma vez que a curva J-R é desenvolvida a partir de um corpo de prova fixo por garras, uma curva CTOD-R é facilmente obtida.

### Os resultados do robin round

Shen e outros [65] e Park e outros [66] aplicaram a metodologia para corpos de prova do CANMET e determinaram curvas J-R para o material API X 100, com e sem solda. Eles descobriram que as curvas J-R eram menos sensíveis ao comprimento da trinca, o que é similar ao observado por Joyce e outros [66,67] para corpos de prova fixos por pinos. Pussegoda e outros[69] empregaram o procedimento de corpo de prova simples(único) e o procedimento do DNV para corpo de prova múltiplos para corpos de prova SET e obtiveram resultados

comparáveis de curvas J-R para o aço API X70.

A fim de avaliar a viabilidade da metodologia proposta pelo CANMET um projeto de robin round foi criado para testar corpos de prova SET e futuramente aplicá-los na avaliação de aços de tubulação, assim que o programa foi terminado os resultados foram reportados por Tyson e Gianetto[70]. Nove laboratórios participaram no programa de robin round, os corpos de prova tinham uma relação  $a/W=0,4$  e foram usinados a partir do material API X100, aço de tubulação. O desvio padrão de todas as curvas J-R medidas é de aproximadamente 20% e essa diferença não é considerada pequena. Exceto pelas diferentes condições de execução dos ensaios em cada laboratório, a precisão da expressão do CANMET necessita ser reestudada de acordo com Zhu [71,72].

#### **2.4 A METODOLOGIA DO ENSAIO COM CORPO DE PROVA SIMPLES DO NAMEF**

Na Universidade de São Paulo, Ruggieri e seus colaboradores [73,74,75] desenvolveram muita pesquisa envolvendo corpos de prova SET e desenvolveram seu próprio procedimento de estimativa de curvas J-R a partir de corpos de prova SET utilizando a técnica da flexibilidade no descarregamento.

A metodologia da USP é similar à metodologia do CANMET e também da ASTM E1820 para corpos de prova SEB.

A abordagem do corpo de prova simples e a técnica da flexibilidade no descarregamento são usados no levantamento das curvas J-R.

Através de cálculos detalhados considerando condições elásticas e elasto plásticas determinados por elementos finitos em condições de estado plano de tensões e estado de triaxialidade de tensões Cravero e Ruggieri [74] obtiveram resultados numéricos para o K, o fator eta e a flexibilidade do CMOD para diferentes comprimentos de corpos de prova, com diferentes H/ W para as configurações fixas por pinos e por garras e apresentaram resultados adicionais do fator eta para materiais homogêneos com coeficiente de encruamento  $n= 5,10$  e 20, respectivamente.

Mathias e outros [76] atualizaram e ampliaram os resultados dos fatores eta e das equações de flexibilidade para tubos e juntas soldadas.

Apenas os resultados para corpos de prova fixos por garra e com  $H/W = 10$  estão descritos abaixo.

### **A solução para o K do Namef**

Cravero e Ruggieri [74] apresentaram uma solução numérica para o K que tem sido frequentemente usada para análise dos ensaios utilizando corpos de prova SET.

O fator K já expresso na equação(19) e o fator geométrico é:

$$f(\alpha) = 0,2832 + 3,8497\alpha - 1,4885\alpha^2 + 4,171\alpha^3 + 9,9094\alpha^4 - 7,4188\alpha^5 \quad (21)$$

Onde  $\alpha = a/W$ . Essa função polinomial de quinta ordem é válida para  $a/W$  entre 0,1 e 0,7 e  $H/W=10$ .

### **Estimativa da Integral J**

Nesse trabalho a componente elástica é calculada a partir da solução do K de acordo com a equação (11), e a componente plástica calculada a partir do CMOD e da equação do J incremental de acordo com a equação(15). Cravero e Ruggieri [74] descobriram que o eta do CMOD independe do coeficiente de encruamento e expressaram isso pela equação (22):

$$\eta_{CMOD} = 1,0398 + 0,6870\alpha \quad (22)$$

Onde  $\alpha = a/W$ . Essa expressão é válida para  $a/W$  variando entre 0,1 e 0,6 e  $H/W=10$ .

Baseado nos valores numéricos obtidos por Cravero e Ruggieri [73,74] Mathias e outros [76] obtiveram as seguintes expressões melhoradas dos dois fatores eta a



partir do ajuste da curva.

$$\eta_{CMOD} = 1,067 - 1,767\alpha + 7,808\alpha^2 - 18,629\alpha^3 + 15,295\alpha^4 - 3,083\alpha^5 \quad (23)$$

$$\eta_{LLD} = 0,623 + 9,33\alpha - 4,584\alpha^2 - 47,963\alpha^3 + 87,697\alpha^4 - 44,875\alpha^5 \quad (24)$$

Essas funções polinomiais de quinta ordem são válidas para  $a/W$  entre 0,2 e 0,7 e  $H/W=10$ .

### **Medição do tamanho da trinca usando a técnica da flexibilidade no descarregamento**

A técnica da flexibilidade no descarregamento é usada para monitorar o crescimento da trinca durante o ensaio de um corpo de prova simples. Cravero e Ruggieri obtiveram a seguinte equação da flexibilidade para o CMOD:

$$\frac{a}{W} = 1,6485 - 9,1005u + 33,025u^2 - 78,647u^3 + 97,344u^4 - 47,227u^5 \quad (25)$$

Onde  $u = \frac{1}{(\sqrt{B_{eff}E'C}) + 1}$  é a flexibilidade normalizada  $B_{eff} = B - (B - B_N)^2/B$  é a espessura efetiva  $E' = E/(1 - \nu^2)$  é o módulo de Young para o estado plano de deformações e  $C = \Delta V/\Delta P$  é a flexibilidade medida a partir do CMOD em vários estágios de carregamento e descarregamento. Essa equação é válida para  $a/W$  entre 0,1 e 0,7 e  $H/W=10$ .

Mathias [76] propôs uma atualização da equação da flexibilidade para o CMOD no seguinte formato:

$$\frac{a}{W} = 1,9215 - 13,2195u + 58,7080u^2 + 155,283u^3 + 207,3987u^4 - 107,971u^5 \quad (26)$$

Essa equação é válida para  $a/W$  entre 0,1 e 0,7 e  $H/W=10$ .

### Fatores eta para corpos de prova SET retirados da região da solda

O procedimento para avaliação da integral J a partir de curvas carga deslocamento anteriormente descrito foi desenvolvido para materiais homogêneos, a sua extensão para corpos de prova contendo solda, incluindo aqui os corpos de prova com entalhe localizado no centro da junta soldada se tornam relativamente direto.

Para uma dada geometria a diferença de propriedades de escoamento entre o metal de base e o metal de solda, denotada como “mismatch”, afetam o comportamento mecânico macroscópico no que diz respeito a resposta carga deslocamento, com um forte impacto na relação de acoplamento entre o J e os campos de tensão na proximidade da ponta da trinca.

A razão de “mismatch” pode ser definida como:

$$My = \frac{\sigma_{ys}^{WM}}{\sigma_{ys}^{BM}} \quad (27)$$

Onde:

$\sigma_{ys}^{WM}$  é o limite de escoamento do metal de solda

$\sigma_{ys}^{BM}$  é o limite de escoamento do metal base

Paredes e Ruggieri desenvolveram uma expressão melhorada descrevendo a dependência funcional do fator  $\eta J$ -CMOD no tamanho da trinca e no nível de incompatibilidade de resistência para geometrias SE (T) entalhadas na linha central da solda com  $H = W = 10$  para corpos de prova fixos por garra.

Dessa maneira um ajuste conveniente de seus resultados gera os fatores plásticos para esta configuração de trinca, como :

$$\eta_j - CMOD = 1,195 + 0,9319(a/W) - 4,2279(a/W)^2 + 3,072(a/W)^3 - 0,352My - 0,049My^2 \quad (28)$$

### **2.5 A metodologia da ExxonMobil usando duplo extensômetro**

As curvas CTOD-R obtidas a partir de ensaios em corpos de prova SET se mostraram uma ferramenta muito apropriada para ser usada na Avaliação Crítica de Engenharia (ECA, em Inglês) ou em uma situação de projeto baseado na deformação (SBD, em Inglês) de tubulação offshore para previsão a capacidade de deformação.

A ExxonMobil Upstream Research Company [77,78] desenvolveu uma abordagem de corpo de prova simples usando a medição direta por extensômetro duplo (DCG) para medir o CTOD em um corpo de prova SET fixo por garras com H/W=10 e medir o crescimento da trinca.

Eles sugeriram que o corpo de prova tenha um entalhe usinado e depois submetido a uma etapa em que ele é submetido a alguns ciclos de fadiga para a obtenção de uma pré trinca com o objetivo de se obter uma trinca com comprimento inicial entre  $a_0/W$  entre 0,25 e 0,35.

A trinca inicial também pode ser obtida por eletro erosão a partir de um fio de diâmetro de 0,15 mm ou menor.

O processo de eletro erosão pode produzir uma trinca mais precisa e promover a obtenção de um valor de  $a_0/W$  mais próximo do desejado.

Um entalhe lateral de 10% da espessura do corpo de prova é recomendado a fim de se obter um crescimento de trinca estável ao longo da espessura do corpo de prova.

### **Cálculo do CTOD**

O modelo da rótula plástica tem sido usado na BS 7448 e na ASTM E1290 para calcular o CTOD determinado a partir da ponta da trinca original, onde duas superfícies de trinca foram assumidamente rotacionadas rigidamente em torno de um ponto do ligamento durante o ensaio.

O raio de rotação é requerido para uma determinada geometria de corpo de prova para cálculo do CTOD.

Com o propósito de que não seja necessária a utilização do raio de rotação Deng e outros [79]; Willoughby e Garwood [80], independentemente, desenvolveram a abordagem do extensômetro duplo para medir o CTOD em corpos de prova SEB, sendo mais tarde o DNV- OS-F101[81] aceitou a abordagem do duplo extensômetro para a medição do CTOD tanto em corpos de prova SEB quanto em SET.

A ExxonMobil adaptou essa abordagem para a medição do CTOD em corpos de prova SET. Assumindo rotação rígida tanto o CMOD quanto o CTOD podem ser calculados usando o método da extrapolação:

$$CMOD = V_1 - \frac{h_1}{h_2 - h_1}(V_2 - V_1) \quad (29)$$

$$CTOD = V_1 - \frac{h_1 + a_0}{h_2 - h_1}(V_2 - V_1) \quad (30)$$

Onde  $V_1$  e  $V_2$  são as aberturas da boca da trinca (CMOD) medidas às alturas diferentes por cada um dos extensômetros empregados em duas alturas diferentes  $h_1$  e  $h_2$  a partir da interface entre o início do entalhe e da superfície do corpo de prova.

É importante notar que o CTOD assim obtido é diferente daquele obtido pela técnica da interceptação dos  $90^\circ$ , mas é aquele definido como a distância entre dois pontos onde as duas linhas estendidas a partir da superfície de fratura assumida como rígida intercepta uma linha vertical a partir da ponta da trinca de origem.

### **Medição do tamanho da trinca utilizando a técnica da flexibilidade no descarregamento.**

Para se conseguir obter uma curva CTOD-R são necessárias medições instantâneas do tamanho da trinca. A ExxonMobil recomenda a técnica da flexibilidade no descarregamento para monitorar o tamanho da trinca. A equação da flexibilidade que eles usam é uma função polinomial de 5ª ordem:

$$\frac{a}{W} = 1,6446 - 8,7084u + 30,3134u^2 - 69,6092u^3 + 85,5233u^4 - 39,1120u^5 \quad (31)$$

Onde  $u = \frac{1}{(\sqrt{B_{eff}E'C})+1}$  é a flexibilidade normalizada definida a partir de uma sequência de carregamento/ descarregamento,  $B_{eff} = B - (B - B_N)^2/B$  é a espessura efetiva  $E' = E / (1 - \nu^2)$  é o módulo de Young para o estado plano de deformações e  $C = \Delta V / \Delta P$  medida é a flexibilidade do CMOD é importante notar que a equação (39) foi desenvolvida por Fonzo e outros [81,82] e é válida para  $a/W$  entre 0,1 e 0,7 e  $H/W=10$ .

O efeito da rotação do corpo de prova na medição da flexibilidade não é considerado, mas um procedimento de ajuste foi proposto pela ExxonMobil para a correção do crescimento negativo aparente durante o carregamento inicial a fim de obter o comprimento da trinca inicial.

Esse ajuste é igual ao usado pelo CANMET.

### **2.6 A metodologia da British Standard para corpos de prova SET- BS 8571**

Baseada na utilização de corpos de prova SET, a BSI desenvolveu a primeira norma para ensaio de tenacidade à fratura a BS 8571[84].

Essa norma remete a dois procedimentos de obtenção de curvas J-R e um

procedimento para obtenção da curva CTOD-R. Um dos procedimentos é para a obtenção de curvas J-R a partir de corpos de prova múltiplos e a outra a partir de corpo de prova simples.

A equação para estimativa da Integral J são as mesmas da equação (10) a (12) sem levar em consideração a correção do crescimento da trinca, a mesma usada pela DNV -RP-F108[85].

O CMOD usado para a o cálculo da Integral J não é medido diretamente da boca do corpo de prova, mas obtido dos deslocamentos medidos por dois extensômetros como mostrado na figura 8 através da equação (15).

A abordagem do extensômetro duplo (DGC) é adaptada para a medição direta do CTOD e o CTOD medido é diferente daquele obtido utilizando-se do procedimento da ExxonMobil.

Tanto os corpos de prova fixos por garra, quanto corpos de prova fixos por pinos são considerados na norma BS 8571, a partir daqui serão considerados somente os requisitos aplicáveis aos corpos de prova fixos por garra, objeto de estudo desse trabalho.

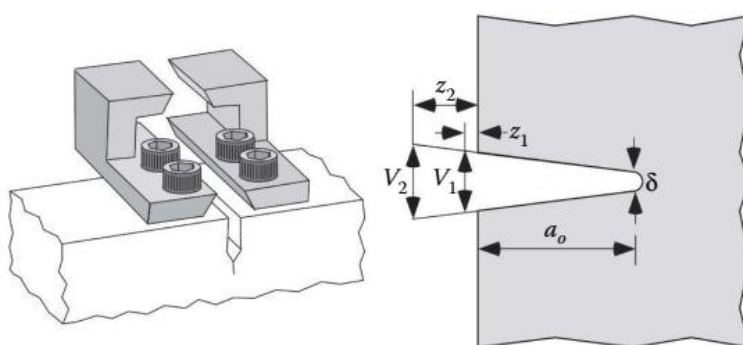


Figura 7 - Arranjo para a montagem e tomada de medidas para extensômetro duplo (DCG).

Fonte: Anderson[24]

### **As duas soluções do K usada pela BS 8571**

A norma BS 8571 recomenda a utilização de duas diferentes soluções para determinação do fator K para corpos de prova SET mais espessos e menos espessos na condição fixo por garras.

Para corpos de prova mais espessos, com a relação B/W entre 1 e 2 a solução é aquela descrita na equação (8) obtida por Ahmad e outros [84] e também usada pela DNV-RP-F108[83].

Para corpos de prova SET menos espessos, com B/W entre 0,5 e 1, entretanto a solução para o fator K são as equações (5) e (6), obtidas pelo CANMET [61], não ficou claro porque a BS 8571 adotou essas duas soluções para o fator K de corpos de prova fixos por garras.

Como o corpo de prova SET utilizado nesse trabalho tem B/W=1, teoricamente qualquer uma das duas metodologias poderia ser aplicada.

### **Determinação da Integral J**

Assim como adotado para o fator K a BS 8571 também adota duas soluções para o cálculo do fator  $\eta_{CMOD}$  para o cálculo da porção plástica da integral J para corpos de prova mais espessos e menos espessos.

Para corpos de prova mais espessos com B/W entre 1 e 2 o fator  $\eta$  é cálculo através da fórmula complicada também utilizada na DNV-RP-F108[83]. entretanto para corpos de prova menos espessos com B/W entre 0,5 e 1 o fator  $\eta$  é o valor numérico obtido através da equação (19) desenvolvida pelo CANMET[61].

Não ficou claro porque a BS 8571 adota duas soluções para o cálculo do fator  $\eta$  para corpos de prova fixos por garra.

Quando os valores de carga, CMOD e tamanho da trinca são conhecidos a integral J pode ser calculada através das equações (8) a (10) para os corpos de prova SET objetos desse trabalho.

### **Medição do CTOD**

O arranjo mostrado na figura 9 é usado para a medição do CTOD através da técnica do extensômetro duplo (DCG) para medir o deslocamento em duas alturas, o CTOD é calculado em um formato separado para a trinca em estado plano de deformações:

$$CTOD = \frac{(1-\nu^2)}{2\sigma_{ys}E} + \left[ V_{pl1} - \frac{h_1 + a_0}{h_2 - h_1} (V_{pl2} - V_{pl1}) \right] \quad (32)$$

Onde o primeiro termo define o CTOD elástico e o segundo determina o CTOD plástico sendo  $V_{pl1}$  e  $V_{pl2}$  os deslocamentos de cada um dos componentes plásticos em cada respectiva altura da faca,  $h_1$  e  $h_2$ .

O deslocamento elástico  $V_{el} \approx C_0 P$ , e o deslocamento plástico,  $V_{pl} = V - C_0 P$ , onde  $C_0$  é a flexibilidade inicial do CMOD sem extensão da trinca.

De fato a equação (32) foi primeiramente usada na DNV-OS-F101[80] em suas versões de 2010 e 2012 para o cálculo do CTOD através da técnica do extensômetro duplo.

É importante frisar que o CTOD medido pela equação (32) é diferente daquele medido pela equação (30). O procedimento da ExxonMobil determina o CTOD total sem diferenciar entre elástico e plástico, enquanto a BS 8571 determina a separação dos componentes e é consistente com a técnica adotada pela BS7448[85,86,87] para corpos de prova CT e SEB. O CTOD é separado em duas componentes uma elástica e outra plástica, com a parte elástica sendo calculada a partir do fator  $K$  e a parte plástica a partir dos deslocamentos obtidos pelos dois extensômetros.

Infelizmente a norma BS 8571 não fornece a metodologia para a determinação do comprimento da trinca a partir da metodologia da flexibilidade no descarregamento para um corpo de prova simples, se limitando a duas notas.

### 3 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

#### 3.1 Metodologia

Nesse trabalho foi utilizada a metodologia da flexibilidade no descarregamento para a determinação das curvas de resistência à fratura, ou curva  $R$ , de materiais com



comportamento elasto-plástico. O método utilizado foi empírico e baseado na análise experimental do comportamento deformacional da superfície de um corpo de prova de tenacidade à fratura nas proximidades da ponta de uma trinca.

A curva R é uma representação gráfica da resistência à fratura de um material.

Pelo método convencional, essa curva é construída a partir do ensaio de múltiplos corpos de prova, de acordo com as normas ASTM E1820-17 [23].

O método proposto aqui foi baseado na análise das deformações à frente da ponta da trinca através do monitoramento da evolução do campo deformacional durante o ensaio de um único corpo de prova.

A metodologia proposta nesse trabalho é aplicada a caracterização da tenacidade à fratura de junta soldada pelo processo de soldagem eletrodo revestido (SMAW) de um aço ASTM A106 Gr C.

Para tanto, buscou-se utilizar expressões matemáticas que correlacionassem valores de deformação com valores de Integral J e de  $\Delta a$  e que fossem válidas para a condição da junta soldada, ou seja, em “overmatch”.

Uma das características dos processos de soldagem é a falta de homogeneidade de propriedades dos materiais ao longo da junta, apresentando três regiões distintas quanto à microestrutura e propriedades mecânicas: Metal de Base (MB), Zona Afetada pelo Calor (ZAC) e Zona de Fusão (ZF).

Nesse trabalho serão analisadas a região do Metal de Base e da Zona de Fusão, também conhecida como metal de solda.

Uma vez que o modo como a Integral J e  $\Delta a$  estão correlacionados com a deformação é dependente da tensão limite de escoamento do material, se fez necessário determinar o valor de  $\sigma_e$  para cada região da solda.

Dessa modo foi empregado o ensaio de tração para corpos de prova extraídos ao longo de uma junta soldada especificamente para essa finalidade conforme definido na norma AWS A 5.1.

Na figura 8 é mostrada uma representação esquemática de como os corpos de prova foram extraídos do tubo.

As curvas J-R foram obtidas através do processamento das curvas Carga-CMOD obtidas durante o ensaio utilizando-se do software Fractus, que utiliza a metodologia de cálculo descrita no ítem 2.4.

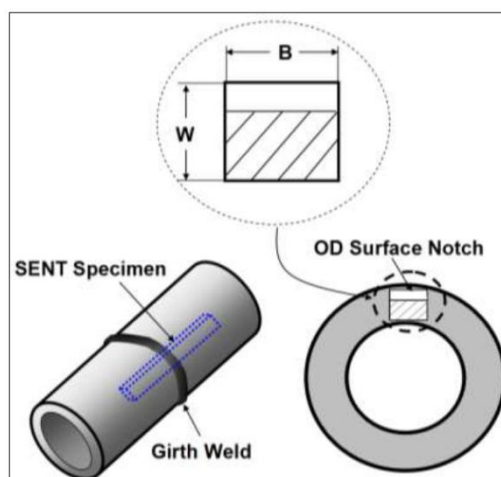


Figura 8 - Região de retirada dos corpos de prova (esquemática)Fonte: ExxonMobil [77].

### **3.2 Materiais**

Para realização do trabalho foi utilizado um tubo de aço ASTM A106 Gr C de 23 mm de espessura e diâmetro interno de 200 mm e chapas de 13 mm e 25 mm de aço ASTM A36 para a soldagem das chapas de teste para caracterização dos eletrodos revestidos utilizados na obtenção da junta soldada.

O material ASTM A 106 Gr C é utilizado para produção de tubulação de pequeno, médio e grande diâmetro para transporte de óleo e gás e também em plantas nucleares para o transporte de fluídos.

### Composição química

A Tabela 1 apresenta a composição química do material de base utilizado nesse trabalho.

A análise química foi realizada em um espectrômetro de emissão óptica, conforme a Norma ASTM E1009.

Em conjunto com as propriedades mecânicas obtidas com o ensaio de tração, Tabela 5, é possível classificar o material como um aço API 5L X42 ou ASTM A 106 Gr C.

Tabela 1: Composição química do metal de base. Valores percentuais em peso.

Composição química (% em peso)									
C	Si	Mn	P	S	Cr	Mi	Mo	V	Mn+Ni+Cr+Mo+V
0,18	0,20	0,89	0,030	0,006	0,04	<0,01	0,02	<0,01	< 1,00

Tabela 2: Composição química dos consumíveis (2 corridas) . Valores percentuais em peso

Composição química (porcentagem em massa) %							CORRIDA 6814E		
C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	V	Mn+Ni+Cr+Mo+V
0,10	0,53	1,12	0,032	0,007	0,04	0,02	<0,01	<0,01	< 1,20
Composição química (porcentagem em massa) %							CORRIDA 6726E		
C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	V	Mn+Ni+Cr+Mo+V
0,15	0,43	1,06	0,030	0,008	0,04	<0,01	<0,01	<0,01	< 1,10

### 3.3 Junta Soldada Utilizada como Objeto de Estudo

Para realização da parte experimental do trabalho, corpos de prova foram produzidos a partir de um tubo de aço ASTM A106 Gr C de 23 mm de espessura soldado pelo processo de soldagem eletrodo revestido (SMAW).

A junta soldada foi produzida no laboratório de soldagem do departamento de engenharia naval da escola politécnica da USP utilizando um equipamento multi

processos marca Miller modelo XMT 450 MPA.

Após a soldagem todos os corpos de prova foram submetidos a um tratamento térmico de alívio de tensões por 1 hora a uma temperatura de 620°C, até a temperatura de 300°C, seguido de resfriamento ao ar calmo.

Esse procedimento se faz necessário para aliviar as tensões absorvidas e produzidas durante os ciclos térmicos introduzidos pelo processo de soldagem, de modo que a tensão acumulada não interfira nos resultados dos ensaios de resistência a tenacidade.

Caso ocorra a presença de tensões residuais as mesmas irão se somar às tensões induzidas durante o ensaio e que poderão afetar tanto a distribuição dentro do campos de tensões quanto os valores absolutos, contribuindo de maneira prejudicial tanto na execução do ensaio quanto nos valores absolutos que serão afetados ainda que pela distribuição heterogênea das tensões residuais normalmente incorporadas durante a soldagem.

Esse tratamento térmico também tem a finalidade de ajudar na difusão do hidrogênio residual., expulsando-o para fora da peça.

O eletrodo utilizado é um eletrodo cuja classificação admite um teor máximo de hidrogênio de 4 ml para cada 100 gramas de metal de solda depositado.

As teorias atualmente em uso em sua totalidade descrevem mecanismos diferentes para o fenômeno de formação e difusão de hidrogênio, mas todos tem um ponto em comum, todas afirmam que a presença do hidrogênio levam a formação de tensão residual e que esse mecanismo leva a falhas causadas pelo aumento da tensão interna localmente.

Portanto a aplicação de um tratamento térmico de alívio de tensões visa não somente a eliminação das tensões devidas a plastificação localizada e os fatores térmicos que levam a um aumento da tensão residual na região adjacente a solda como também a eliminação do hidrogênio difusível, ambos poderiam influenciar de maneira negativa nos resultados dos ensaios de tenacidade à fratura.

Os dados e parâmetros de soldagem utilizados são apresentados a seguir.

Tabela 3 - Dados de soldagem e croqui da junta e sequência de passes.

Camadas	Classe AWS	Especif. AWS	Nº F	Nº A	Diâmetro (mm)	Fabricante	Marca Comercial	Corrida
1	ER70S-3	AWS A 5.18	6	1	3,2	GERDAU	-	-
2-6	E7018	AWS A 5.1	4	1	3,2	Denver	BRH4R	6726E
7-25	E7018	AWS A 5.1	4	1	4,0	Denver	BRH4R	6814E
<b>Gás de Proteção:</b>		<b>Vazão de Proteção (l/min):</b>						
AWS A5.32 SG -A		10						
Nome do Soldador				<b>Lado</b>		<b>Passe</b>		<b>Equipamento</b>
Caio Lucas Meira				todos		todos		XMT 450 MPA

#### SEQUÊNCIA DE SOLDAGEM

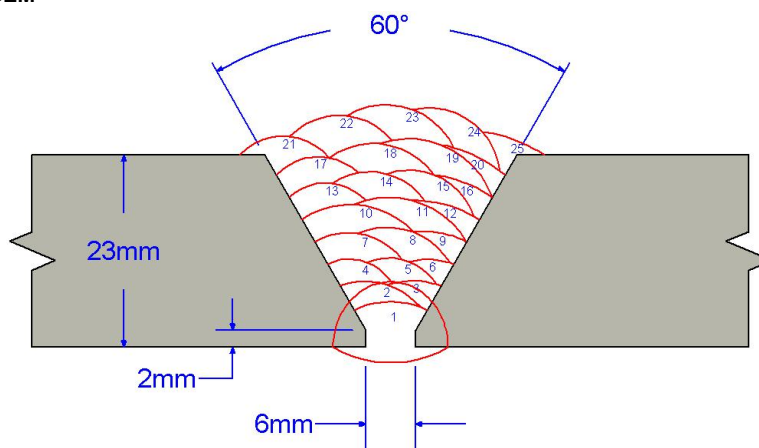


Tabela 4. Parâmetros de soldagem

Nº do Passe (Cordão)	Classificação (AWS)	Diâmetro (mm)	Tipo de Corrente (CC+, CC-, CA)	Tensão (V)	Intensidade de Corrente (A)	Tempo (s)	Comprimento do Cordão (mm)	Velocidade (mm/s)	Temperatura Interpasse (°C)	Energia (kJ/mm)
1	ER70S-3	1,6	CC-	12-14	90-110	1228	628	0,511	70	2,11-2,74
2	E7018	3,2	CC+	24-28	110	239	632	2,61	92	1,0-0,98
3	E7018	3,2	CC+	22-29	130-132	276	632	2,26	86	1,27-1,7
4	E7018	3,2	CC+	22-29	130-132	237	650	2,63	108	1,08-1,46
5	E7018	3,2	CC+	24-27	130-132	192	650	3,38	144	1,03-1,17
6	E7018	3,2	CC+	24-26	130-132	202	650	3,21	72	1,06-

										1,28
7	E7018	4,0	CC+	24-26	145-147	228	669	2,92	100	1,22-1,33
8	E7018	4,0	CC+	24-26	142-158	222	669	3,01	116	1,17-1,28
9	E7018	4,0	CC+	24-26	148-150	203	669	3,29	123	1,07-1,17
10	E7018	4,0	CC+	24-26	144-148	218	672	3,08	125	1,14-1,25
11	E7018	4,0	CC+	24-26	147-148	224	672	3,00	143	1,17-1,28
12	E7018	4,0	CC+	24-26	147-148	232	672	2,89	48	1,22-1,33
13	E7018	4,0	CC+	24-27	147-148	248	678	2,61	86	1,35-1,53
14	E7018	4,0	CC+	24-27	147-148	256	678	2,65	101	1,32-1,51
15	E7018	4,0	CC+	24-27	146-148	224	678	3,02	126	1,16-1,32
16	E7018	4,0	CC+	24-27	146-148	290	678	2,33	130	1,5-1,71
17	E7018	4,0	CC+	24-27	146-148	176	684	3,88	131	0,9-1,02
18	E7018	4,0	CC+	24-27	146-148	192	684	3,56	133	0,98-1,12
19	E7018	4,0	CC+	24-27	146-148	201	684	3,84	139	0,91-1,04
20	E7018	4,0	CC+	24-27	146-148	222	684	3,47	148	1,0-1,15
21	E7018	4,0	CC+	24-27	146-148	241	772	3,20	166	1,1-1,25
22	E7018	4,0	CC+	24-27	146-148	248	775	3,11	174	1,13-1,28
23	E7018	4,0	CC+	24-27	146-148	244	775	3,16	179	1,10-1,26
24	E7018	4,0	CC+	24-27	146-148	240	775	3,22	184	1,08-1,24
25	E7018	4,0	CC+	24-27	146-148	233	772	3,32	177	1,06-1,20

O controle da energia de soldagem durante toda a etapa de soldagem visa garantir um nível de energia que não afete de forma deletéria à microestrutura na região adjacente ao metal de solda.

Embora essa região não tenha sido objeto de estudo uma falha localizada nessa região poderia levar ao colapso do corpo de prova antes que o ensaio pudesse ser finalizado.

O controle da temperatura interpasse e de pré aquecimento visa controlar a formação da microestrutura evitando a formação de microestruturas indesejáveis.

Uma das microestruturas indesejáveis é a formação de martensita, que associada a presença de hidrogênio residual e às tensões residuais poderiam levar a formação de trincas.

Caso isso não ocorresse, a simples presença desses três mecanismos agindo simultaneamente poderiam influenciar os resultados de curva J-R obtidos de maneira a dispersar os valores ou afetar o resultado final.

### **3.4 Caracterização dos Materiais**

#### **3.4.1 Caracterização Macroestrutural**

Após as chapas terem sido soldadas, uma amostra foi selecionada a fim de investigar a macro estrutura da junta soldada, vide figura 9.

A amostra foi cortada perpendicularmente ao cordão de solda e preparada de acordo com procedimentos padrão para metalografia, conforme as normas ASTM E3-95 e ASTM E 340-95. Inicialmente, a amostra foi lixada em uma sequência de lixas variando do grão 220 até o 600.

Após a preparação metalográfica a amostra foi atacada com solução de Nital 3% por 15 segundos.



Figura 9 - Macrografia da junta soldada fonte: próprio autor

#### **3.4.2 Ensaio de Tração Convencional e ensaio de impacto**

Ensaio de tração foram conduzidos para três corpos de prova do material de base 2 deles extraídos paralelos à direção de laminação do tubo e testados à temperatura ambiente de acordo com a norma ASTM E8M. Os ensaios foram conduzidos em uma máquina de ensaios MTS, com capacidade de carga de até 250kN, com velocidade de carregamento de 2 mm/min.

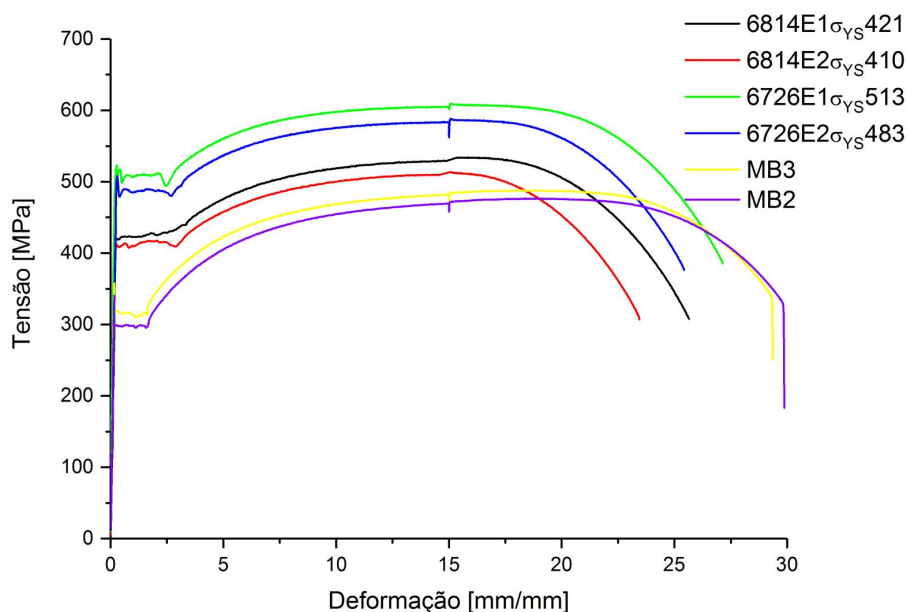


Figura 10 - Gráfico Tensão versus Deformação dos metais de solda e metal de base. fonte: próprio autor

O tubo de teste foi soldado com duas corridas de eletrodos revestidos sendo que uma parte do chanfro até 9 mm de altura a partir da raiz foi soldado com eletrodo revestido de 3,25 mm corrida 6726E e o restante até a face externa do tubo foi executado com eletrodo revestido de 4,0 mm; e de corrida 6814E. Os resultados dos ensaios de tração e Charpy V- notch são mostrados na tabela 5.

Tabela 5. Resultado dos ensaios mecânicos do metal de solda( 2 corridas)

Eletrodo Revestido de 4,00 mm CORRIDA 6814E					
	$\sigma_u$ (Mpa)	$\sigma_Y$ (Mpa)	AL(%)	n	Charpy V-notch (J) <sup>1</sup>
CP01	535	421	24,4	20	240-214-237- 274-189
CP02	513	410	21,1	20	
média	524	415	22,8	20	230 J a 23°C
Eletrodo Revestido de 3,25 mm CORRIDA 6726E					
	$\sigma_u$ (Mpa)	$\sigma_Y$ (Mpa)	AL(%)	n	Charpy V-notch (J) <sup>1</sup>
CP01	609	513	24,7	28	192-179-189 186-166
CP02	588	483	25,8	25	
média	598	498	25,2	27	185 J a 23°C

Nota 1 – Foram executados ensaios em 5 corpos de prova, eliminados o maior e o menor e tomada a média aritmética simples dos



3 restantes

As propriedades mecânicas do tubo são fornecidas a seguir :

Tabela 6. Resultado dos ensaios mecânicos do metal de base

	$\sigma_u$ (Mpa)	$\sigma_Y$ (Mpa)	AL(%)	n	Local
MB2	477	297	30,0	10,58	LMO
MB3	488	318	30,0	11,65	LMO
média	482,5	308	30	11,08	

### 3.4.3 Tenacidade à Fratura

Corpos de prova do tipo SET com largura de 20 e espessura de 20 mm, foram preparados para o ensaio de tenacidade à fratura.

O desenho do corpo de prova e o detalhe do entalhe antes da pré trinca são mostrados na figura 11.

Após a usinagem, os corpos de prova foram submetidos à solicitação em fadiga para abertura da pré-trinca, onde foi propagada uma pré trinca de 1 mm, que junto com o entalhe inicial resultou em uma trinca com  $a = 8$  mm. A relação  $a/W$  empregada para os corpos de prova SET assim obtida foi de 0,4.

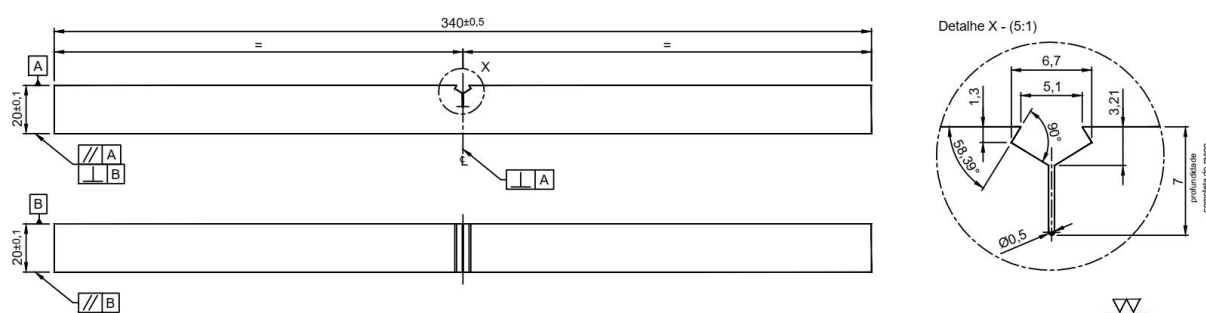


Figura 11 - Desenho do corpo de prova empregado nos ensaios. Fonte: próprio autor

Os entalhes foram executados no centro da junta soldada .

A fim de determinar o posicionamento correto do entalhe, as superfícies dos corpos de prova foram retificadas e atacadas com solução de Nital 3%, conforme pode ser

visto na figura 12.

Então, a posição do entalhe foi marcada na superfície de cada corpo de prova, nos quais foram então executados para a usinagem do entalhe por eletro erosão (EDM).

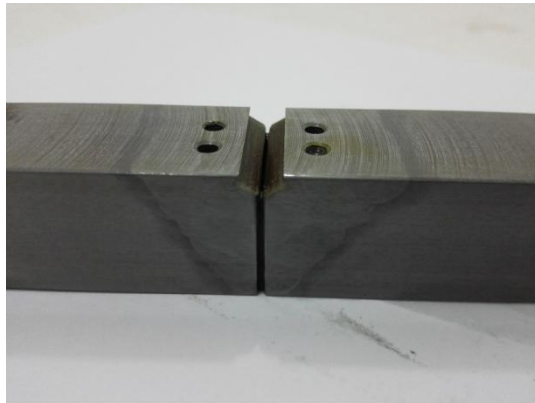


Figura 12 - Localização da região da junta soldada mostrando onde o entalhe foi posicionado. Fonte: próprio autor

Os ensaios de tenacidade à fratura foram conduzidos de acordo com a metodologia desenvolvida na USP pelos professores Claudio Ruggieri e Diego Sarsoza (SET).

A abertura das pré-trincas de fadiga foram realizadas em uma máquina de teste servo hidráulica MTS utilizando célula de carga com capacidade nominal de 25 KN.

O crescimento da pré-trinca foi controlado com o auxílio do software de gerenciamento da máquina de ensaios MTS, a frequência empregada foi de 20 Hz.

Após a abertura da pré trinca os corpos de prova foram submetidos usinagem de entalhes laterais( side grooves) da ordem de 1,5 mm de cada lado do corpo de prova, perfazendo um total de 3 mm levando a um percentual de side groove de 15%.

Durante o ensaio os corpos de prova foram submetidos à aplicação de ciclos de carregamento até a carga máxima em uma máquina servo hidráulica universal de ensaio marca MTS com uma taxa de deslocamento de 0,005 mm/s.

O sistema de aquisição de dados da máquina adquire o sinal de força e a abertura

da boca da trinca (CMOD). O valor de CMOD foi monitorado utilizando um extensômetro da empresa MTS, enquanto que o LLD é obtido através do LVDT.

Os corpos de prova foram ensaiados até estágios similares. O final do ensaio de cada corpo de prova foi controlado através do valor de CMOD predefinido e da maior carga alcançada durante o ensaio, tendo o ensaio sido interrompido quando a queda de carga atingiu um valor de 65% da carga máxima percebida durante o ensaio.

As curvas J-R foram obtidas através do processamento das curvas Carga-CMOD obtidas durante o ensaio utilizando-se do software Fractus, que utiliza a metodologia de cálculo descrita no ítem 2.4 .

O procedimento de ensaio de um corpo de prova de resistência à tenacidade, utilizando-se da metodologia da flexibilidade no descarregamento pode ser descrita em 5 etapas, considerando que os corpos de prova já foram extraídos da junta soldada, a partir daí teremos:

O primeiro passo é a execução da pré trinca por fadiga, através do qual se obterá uma trinca real inicial com a geometria de uma trinca bem fina.

A fadiga é executada através de vários ciclos de fadiga, com o corpo de prova apoiado em três pontos, em um dispositivo similar ao usado para ensaiar corpos de prova SEB, e seguindo as diretrizes da norma BS 7448-1[87].

O próximo passo, o segundo, é um carregamento quase estático até uma carga inicial ,  $P_m$ , por alguns minutos

A força inicial é calculada pela equação (33):

$$P_m = \frac{0,5Bb_0^2\Sigma y}{1000S} \quad \text{eq.(33)}$$

Onde  $B$ ,  $b_0$  ( $a-W$ ), são mostrados na figura 7,  $S$  se refere ao  $s_{pm}$  (distância entre os dois apoios em uma das faces do corpo de prova), quando em três pontos.

$$\sigma_y = \frac{\sigma_{uts} + \sigma_{ys}}{2} \quad \text{eq.(34)}$$

O terceiro passo consiste de alguns ciclos de carregamento quase estático de carregamento e descarregamento na zona elástica.

A partir daí o tamanho inicial do comprimento da trinca é calculado, esse dado será coletado e informado ao sistema e será utilizado como valor inicial da trinca.

Quanto mais ciclos forem executados na coleta de dados do passo anterior, maior a precisão do valor obtido.

Após a propagação da trinca e término dessa etapa a amostra pode ser submetida ao próximo passo, o ensaio propriamente dito.

O quarto passo consiste em um número de ciclos quase estáticos na zona plástica. Cada ciclo se inicia no CMOD do passo anterior. Cada um desses ciclos será usado para o cálculo da flexibilidade, assim como para o cálculo da extensão da trinca.

Cada um dos ciclos consiste de: relaxamento da carga, estágios de descarregamento e carregamento, e extensão da trinca.

Foram ensaiados 4 corpos de prova da região do metal base e 4 corpos de prova da região do metal de solda.

Porém em um dos ensaios houve queda de energia elétrica e esse corpo de prova de metal de solda foi inutilizado.

Os dados de um dos corpos de prova de metal base não foram possíveis de serem processados, pois ocorreu uma corrupção durante o procedimento de geração do arquivo no pós processamento após o término do ensaio.



## 4 RESULTADOS

Nesse capítulo são apresentados os resultados dos ensaios realizados nesse trabalho. São apresentados os resultados de tenacidade à fratura obtidos em ensaios realizados em corpos de prova SET, no metal de base e no metal de solda. Esses ensaios nos permitiram a determinação das curvas de resistência a fratura pelo método do corpo de prova simples.

Nesse tópico são apresentados os valores de tenacidade obtidos nos corpos de prova que foram submetidos aos ensaios de tenacidade através da determinação das curvas de resistência, as curvas carga CMOD, os valores de tenacidade, os dados de medição da trinca pós fratura e fotografias da fratura de cada um dos corpos de prova SET.

### 4.1 CARGA - CMOD

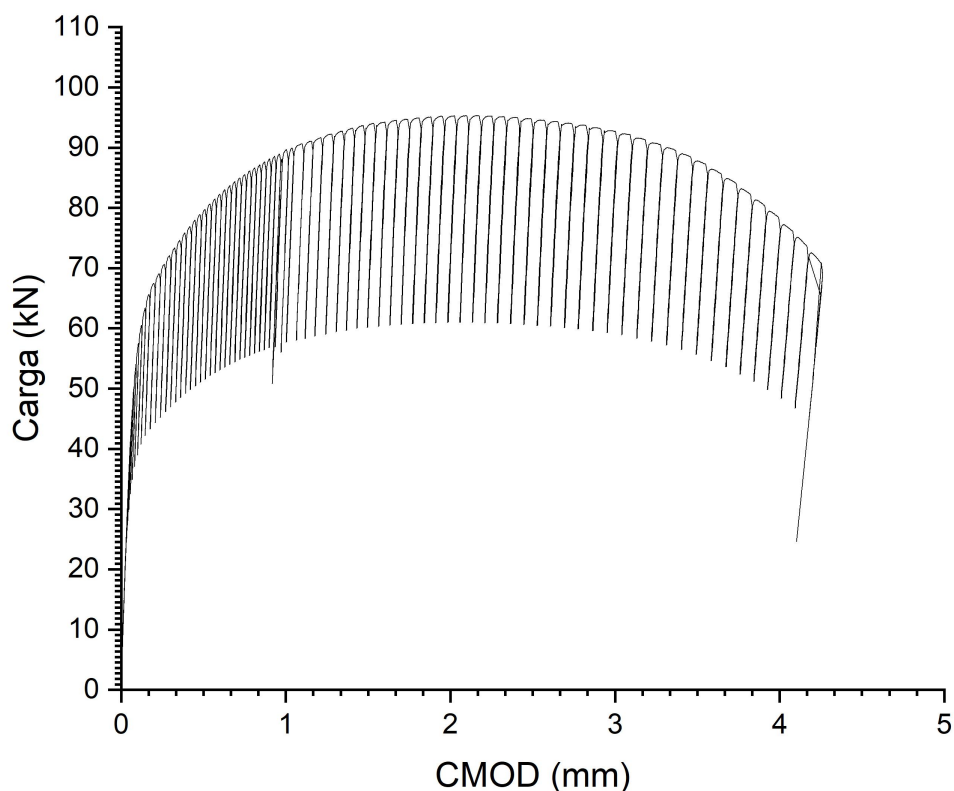


Figura 13 - Valores de carga versus CMOD do CP 01 MB SET. Fone: próprio autor

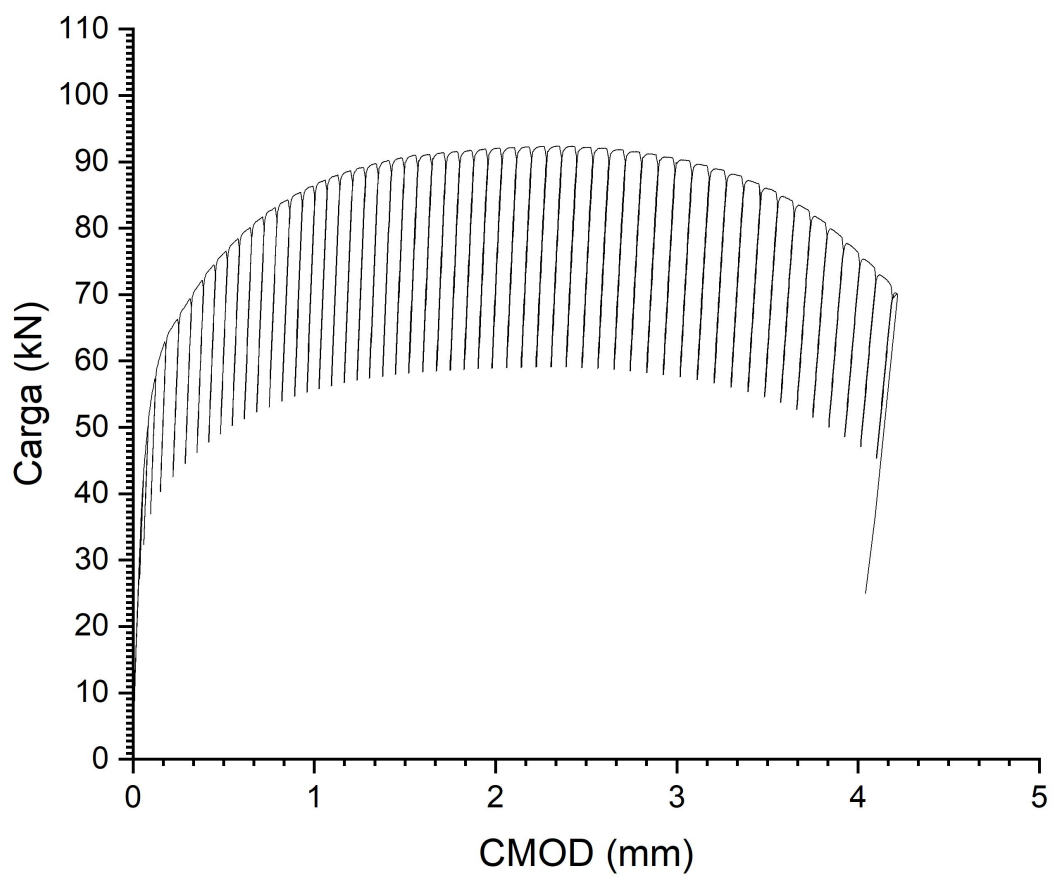


Figura 14 - Valores de carga versus CMOD do CP 02 MB SET. Fonte: próprio autor

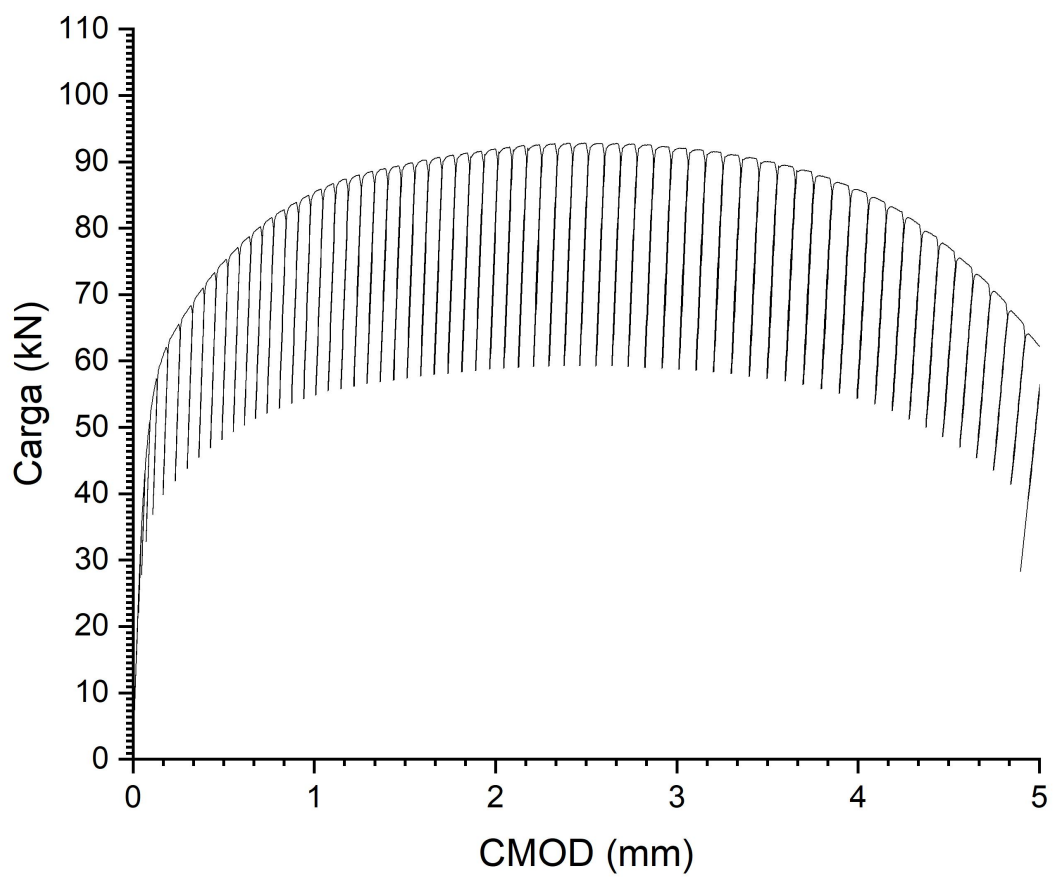


Figura 15 - Valores de carga versus CMOD do CP 03 MB SET. Fonte: próprio autor



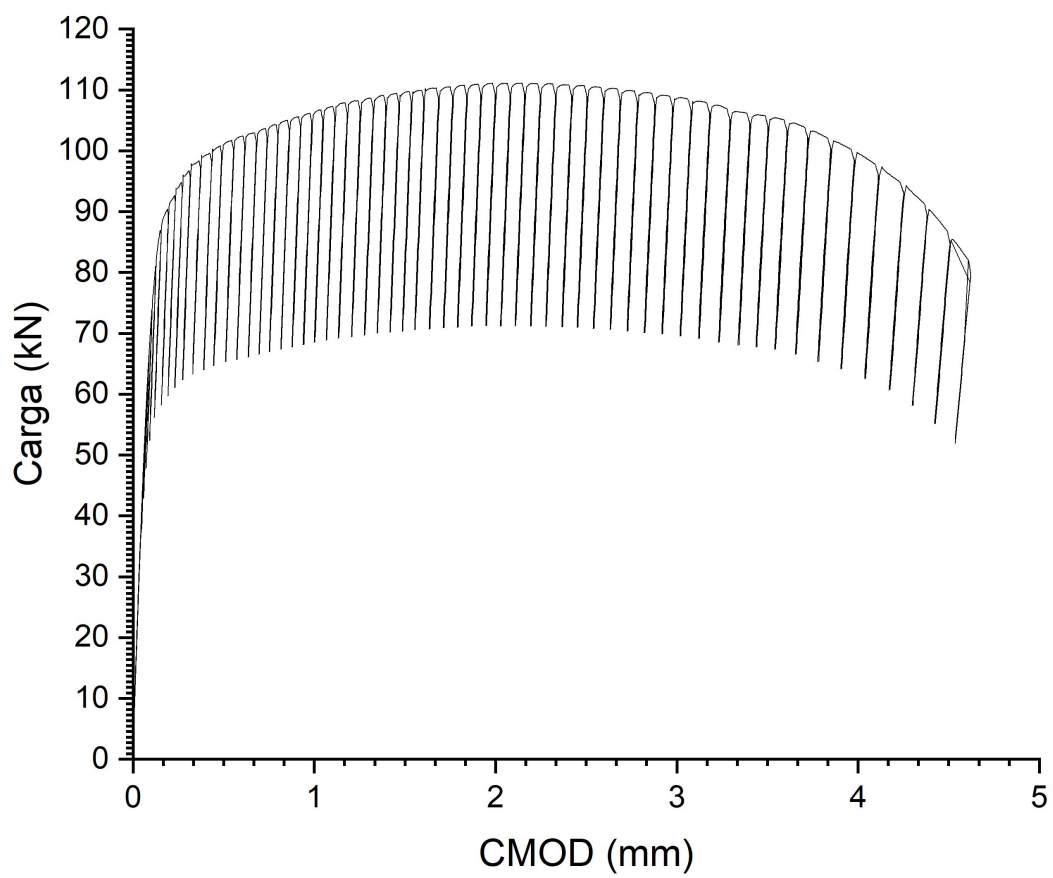


Figura 16 - Valores de carga versus CMOD do CP 01 SOLDA SET. Fonte: próprio autor

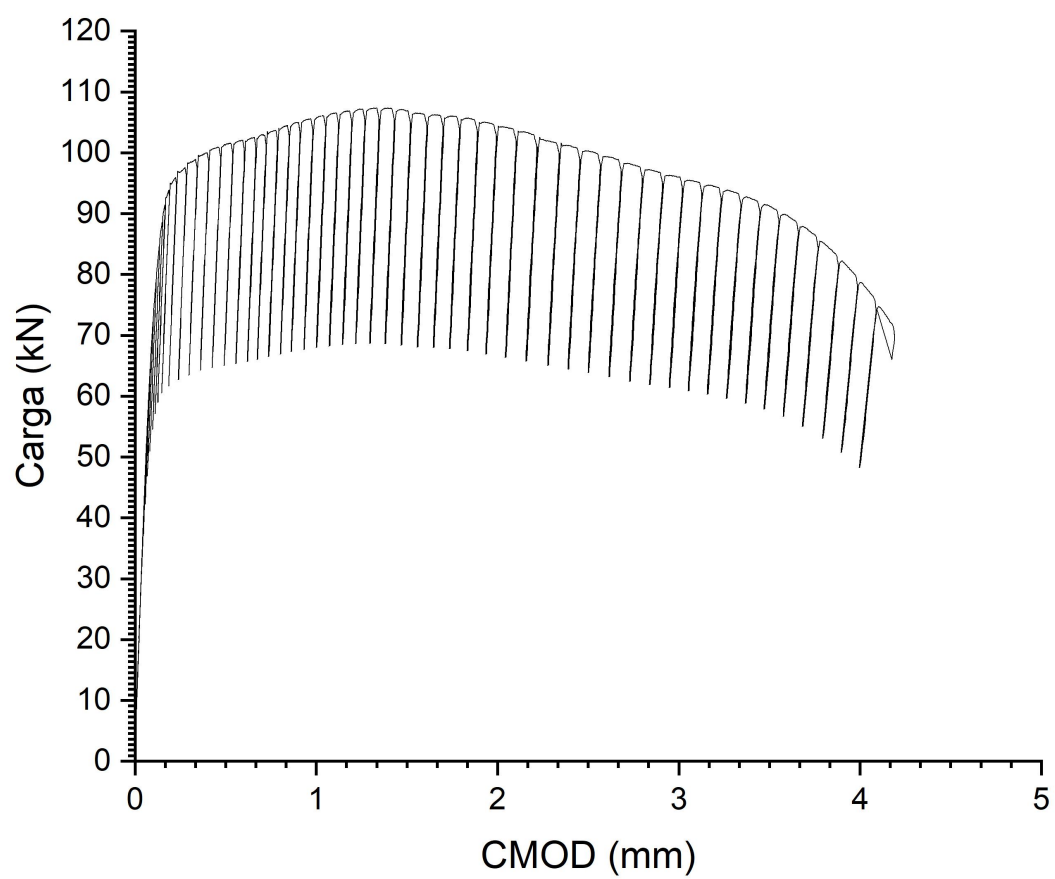


Figura 17 - Valores de carga versus CMOD do CP 02 SOLDA SET. Fonte: próprio autor

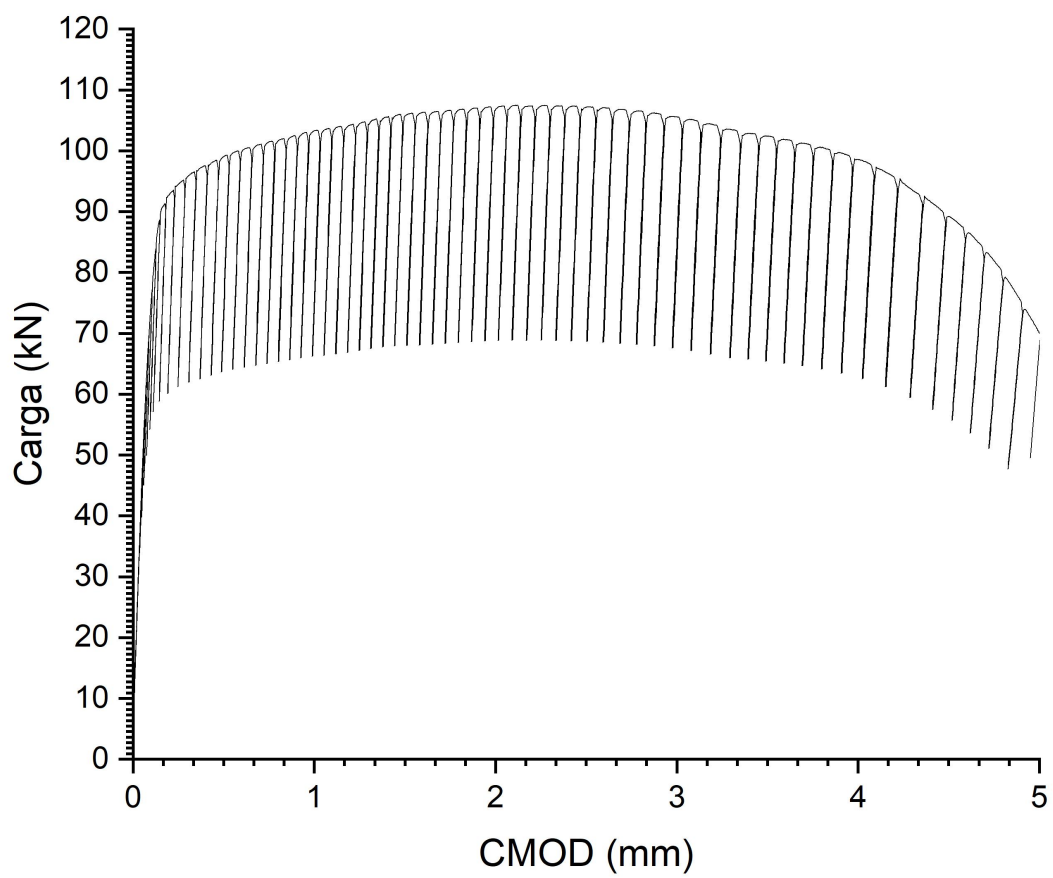


Figura 18 - Valores de carga versus CMOD do CP 04 SOLDA SET. Fonte: próprio autor

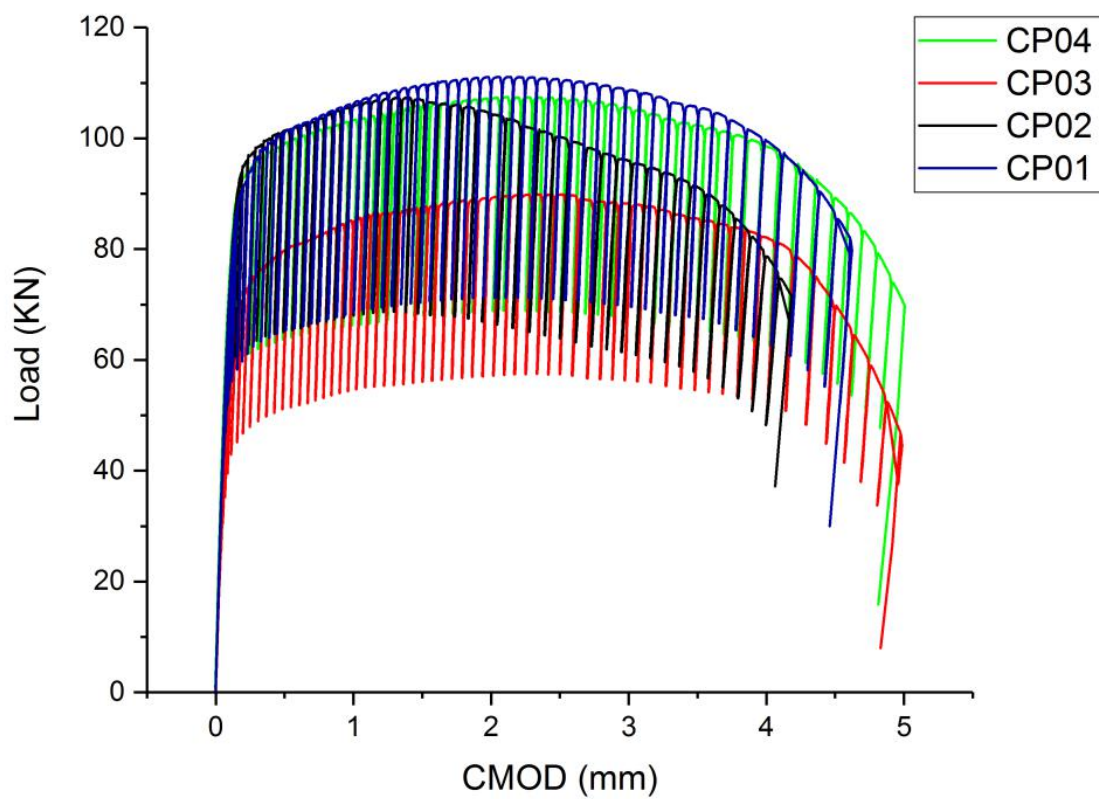


Figura 19 - Curvas comparativas carga CMOD de todos os corpos de prova de metal de solda SET. Fonte: próprio autor

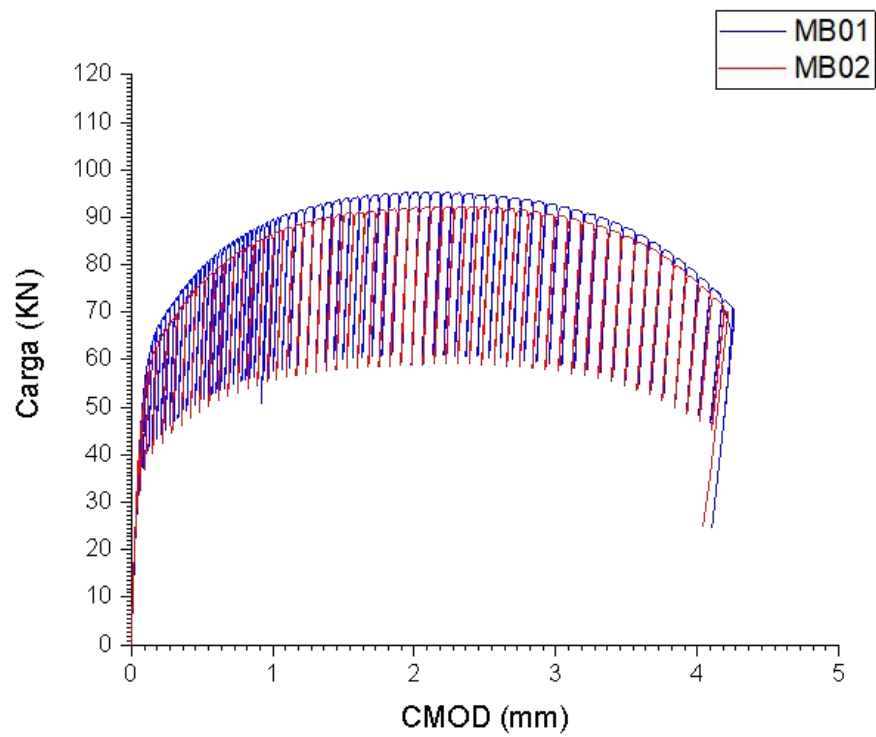


Figura 20 - Curvas comparativas carga/CMOD dos corpos de prova de metal de base SET MB01 e MB02. Fonte: próprio autor

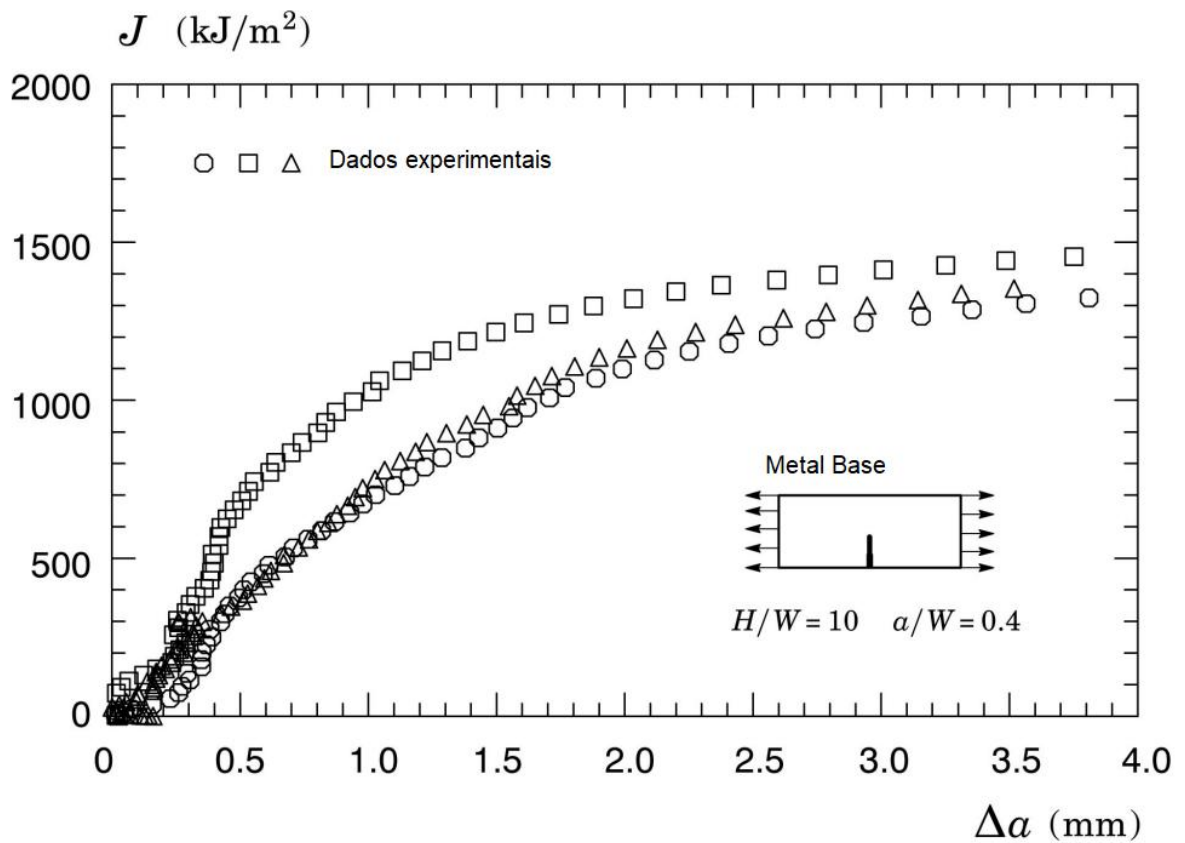


Figura 21 - Curvas comparativas  $J$   $\Delta a$  dos corpos de prova de metal base SET com  $a/W$  0.4. Fonte: próprio autor

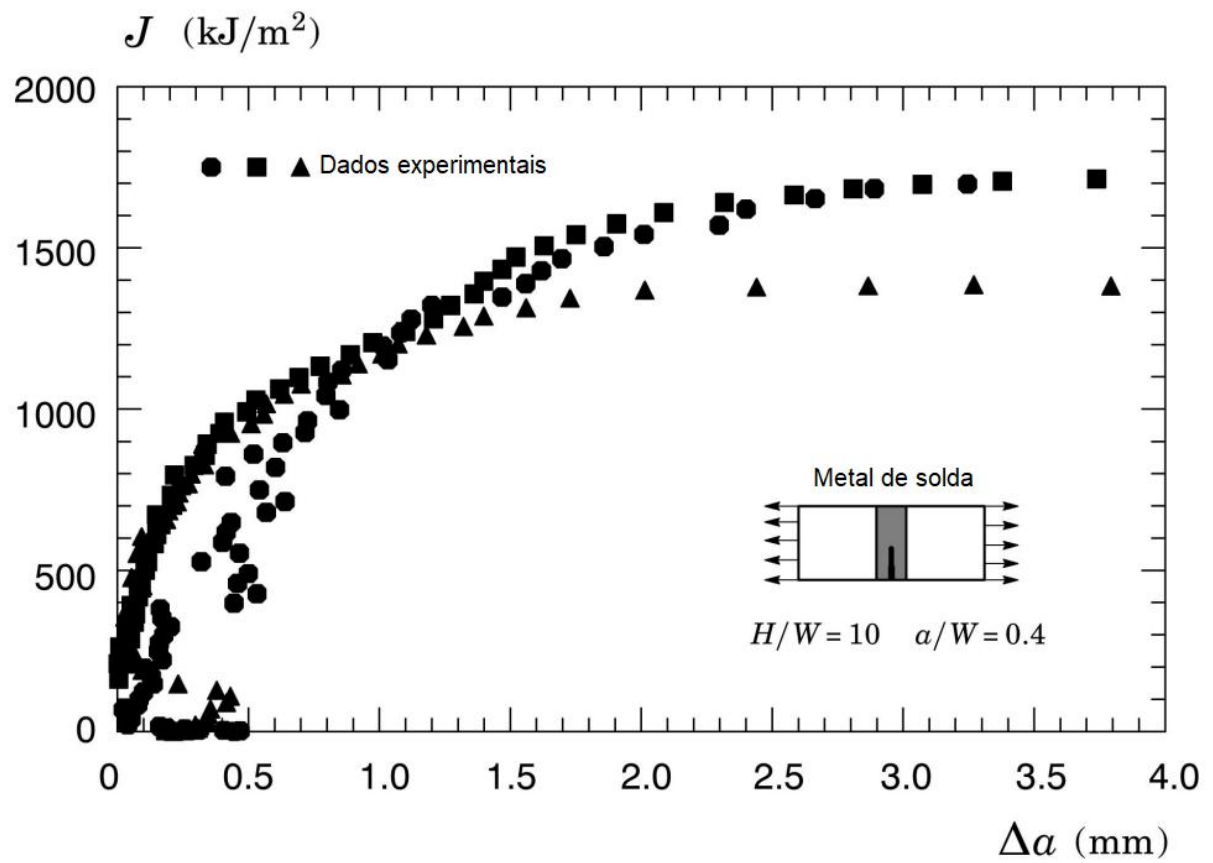


Figura 22 - Curvas comparativas  $J$   $\Delta a$  dos corpos de prova de metal de solda SET com  $a/W = 0.4$ , calculadas a partir das equações (8,10 e 13).Fonte: próprio autor

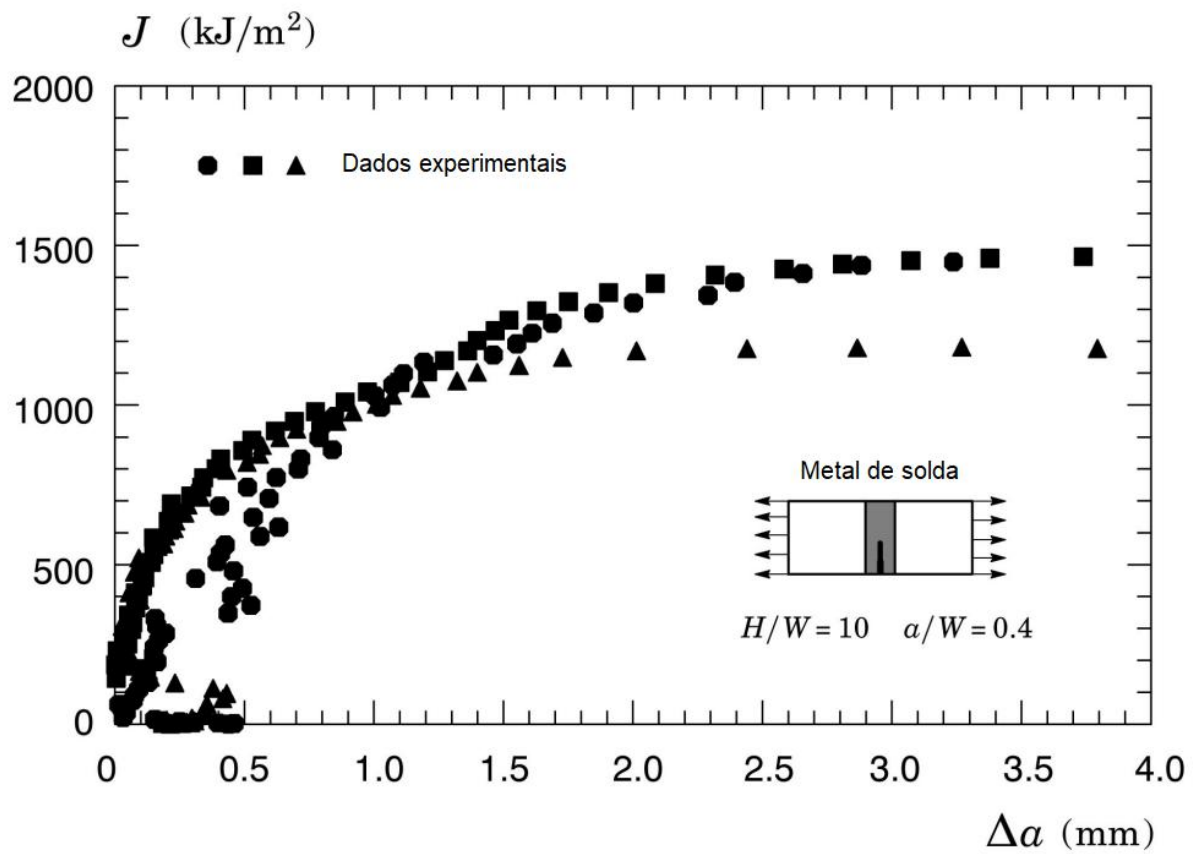


Figura 23 - Curvas comparativas  $J$   $\Delta a$  dos corpos de prova de metal de base SET com  $a/W$  0.4, calculadas a partir da equação 27. Fonte: próprio autor



#### **4.2 Valores de medição das trincas de todos os corpos de prova após fratura**

O ciclo final do ensaio consiste em romper o corpo de prova, em baixa temperatura, após o mesmo ter sido submetido a um ciclo de aquecimento para deixar ao metal azulado ou palha, esse processo também conhecido como heat-tint visa “marcar” o fim da propagação da trinca durante o ensaio para que possa ser determinado o início e o fim da propagação da trinca durante o ensaio, de posse desses dados é possível determinar numericamente o tamanho da trinca final através da equação abaixo, extraída da norma ASTM E1820[22], utilizada para essa finalidade.

Nas figuras de 24 a 29, são mostrados os aspectos das fraturas após terem sido submetidas ao ciclo de aquecimento e terem sido rompidas em baixa temperatura.

O comprimento da trinca é medido em 9 pontos igualmente espaçados. Nenhum dos valores individuais de cada medição pode exceder a  $\pm 0,002W$ , sendo  $W$  a largura do corpo de prova.

As medições das duas extremidades deve ser combinada com as outras sete medições para calcular a média conforme a equação 35:

$$a = \frac{1}{8} \left[ \frac{a_1 + a_9}{2} + \sum_{i=2}^8 a_i \right] \quad (35)$$

Onde  $a_i$  é o comprimento da trinca medido no ponto  $i$ .

Os dados obtidos são apresentados nas tabelas de 7 a 12.

Apresentamos abaixo os valores de medição da trinca pós fratura e os valores obtidos através do cálculo pelo método da flexibilidade no descarregamento para os corpos de prova ensaiados.

Foram executadas medições considerando o uso de nove pontos na determinação da média ponderada, conforme preconizam as normas de ensaio de mecânica da fratura e comparativamente são apresentados os valores de medição com cinco pontos onde foi calculada a média aritmética simples desses cinco pontos.

Ao final, nas tabelas 13 e 14 é mostrado um resumo valores de medição da trinca com o valor previsto versus o calculado com 9 pontos de medição.

### 4.3 Fotomicrografias das Fraturas



Figura 24 - Fotomicrografia da Fratura do corpo de prova número 1 de metal base. Fonte: próprio auto



Figura 25 - Fotomicrografia da Fratura do corpo de prova número 2 de metal base. Fonte: próprio autor



Figura 26 - Fotomicrografia da Fratura do corpo de prova número 3 de metal base. Fonte: próprio autor



Figura 27 - Fotomicrografia da Fratura do corpo de prova número 1 de metal de solda. Fonte: próprio autor



Figura 28 - Fotomicrografia da Fratura do corpo de prova número 3 de metal de solda. Fonte: próprio autor



Figura 29 - Fotomicrografia da Fratura do corpo de prova número 4 de metal de solda. Fonte: próprio autor

#### 4.4- Medições das Trincas

Tabela 7. Medição da trinca corpo de prova número 1 de metal base

CP01 – Metal de base	CP01 – Metal de base- medição do entalhe																																					
CP01 – Metal de base – medição da pré trinca	CP01 – Metal de base – medição da trinca inicial (a0)																																					
	<table border="1"> <thead> <tr> <th colspan="3">Medidas(mm)</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td rowspan="2">Entalhe</td> <td>9 pontos</td> <td>6.69</td> </tr> <tr> <td>5 pontos</td> <td>6.70</td> </tr> <tr> <td rowspan="2">Pré trinca</td> <td>9 pontos</td> <td>1.72</td> </tr> <tr> <td>5 pontos</td> <td>1.78</td> </tr> <tr> <td rowspan="2">a0</td> <td>9 pontos</td> <td>8.44</td> </tr> <tr> <td>5 pontos</td> <td>8.54</td> </tr> <tr> <td rowspan="2">Final</td> <td>9 pontos</td> <td>12.66</td> </tr> <tr> <td>5 pontos</td> <td>12.45</td> </tr> <tr> <td rowspan="2">Diferença entre medições de 9 pontos e 5 pontos</td> <td>a0</td> <td>1.21%</td> </tr> <tr> <td>Final</td> <td>1.65 %</td> </tr> <tr> <td>a0/W- Real</td> <td colspan="2">0.422</td> </tr> <tr> <th colspan="3">Fractus</th> </tr> <tr> <td>Trinca inicial ajustada</td> <td colspan="2">9.4</td> </tr> </tbody> </table>	Medidas(mm)			Entalhe	9 pontos	6.69	5 pontos	6.70	Pré trinca	9 pontos	1.72	5 pontos	1.78	a0	9 pontos	8.44	5 pontos	8.54	Final	9 pontos	12.66	5 pontos	12.45	Diferença entre medições de 9 pontos e 5 pontos	a0	1.21%	Final	1.65 %	a0/W- Real	0.422		Fractus			Trinca inicial ajustada	9.4	
Medidas(mm)																																						
Entalhe	9 pontos	6.69																																				
	5 pontos	6.70																																				
Pré trinca	9 pontos	1.72																																				
	5 pontos	1.78																																				
a0	9 pontos	8.44																																				
	5 pontos	8.54																																				
Final	9 pontos	12.66																																				
	5 pontos	12.45																																				
Diferença entre medições de 9 pontos e 5 pontos	a0	1.21%																																				
	Final	1.65 %																																				
a0/W- Real	0.422																																					
Fractus																																						
Trinca inicial ajustada	9.4																																					
CP01 – Metal de base - medição da trinca final	Comprimento Final	13.1																																				
Crescimento calculado -Fractus	2.7712 mm																																					
Crescimento Real (9 pontos)	4.22 mm																																					

Crescimento Real (5 pontos)

3.91 mm

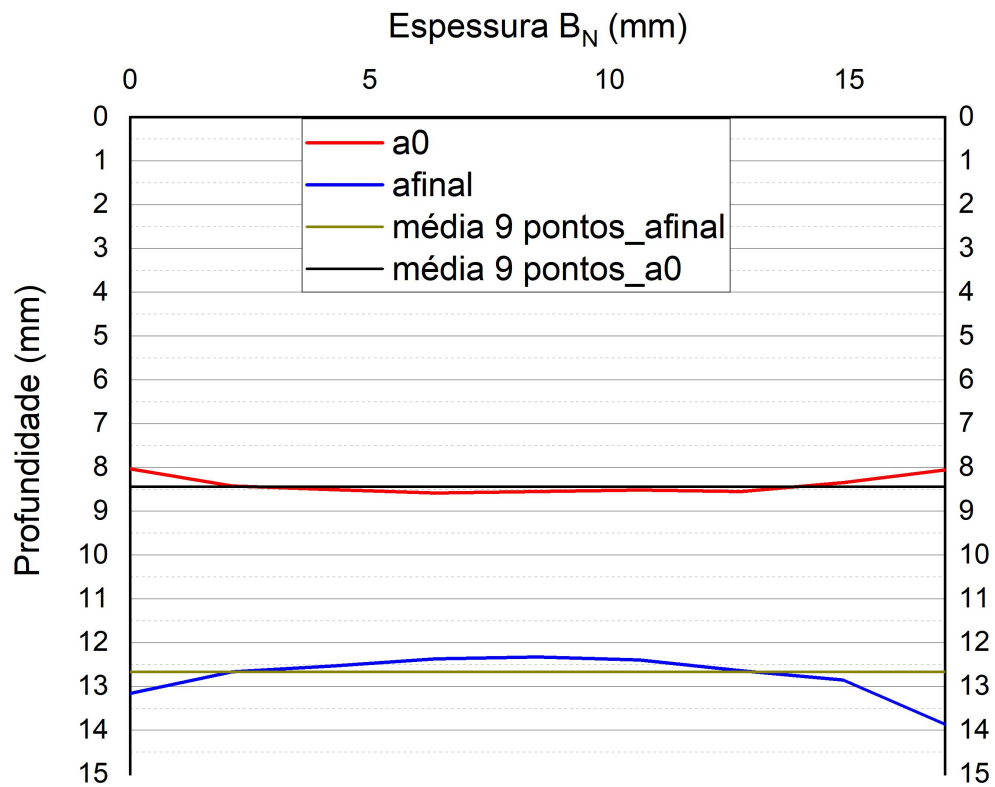


Figura 30 - Gráfico profundidade X espessura - medição da trinca do corpo de prova número 1 de metal base. Fonte: próprio autor

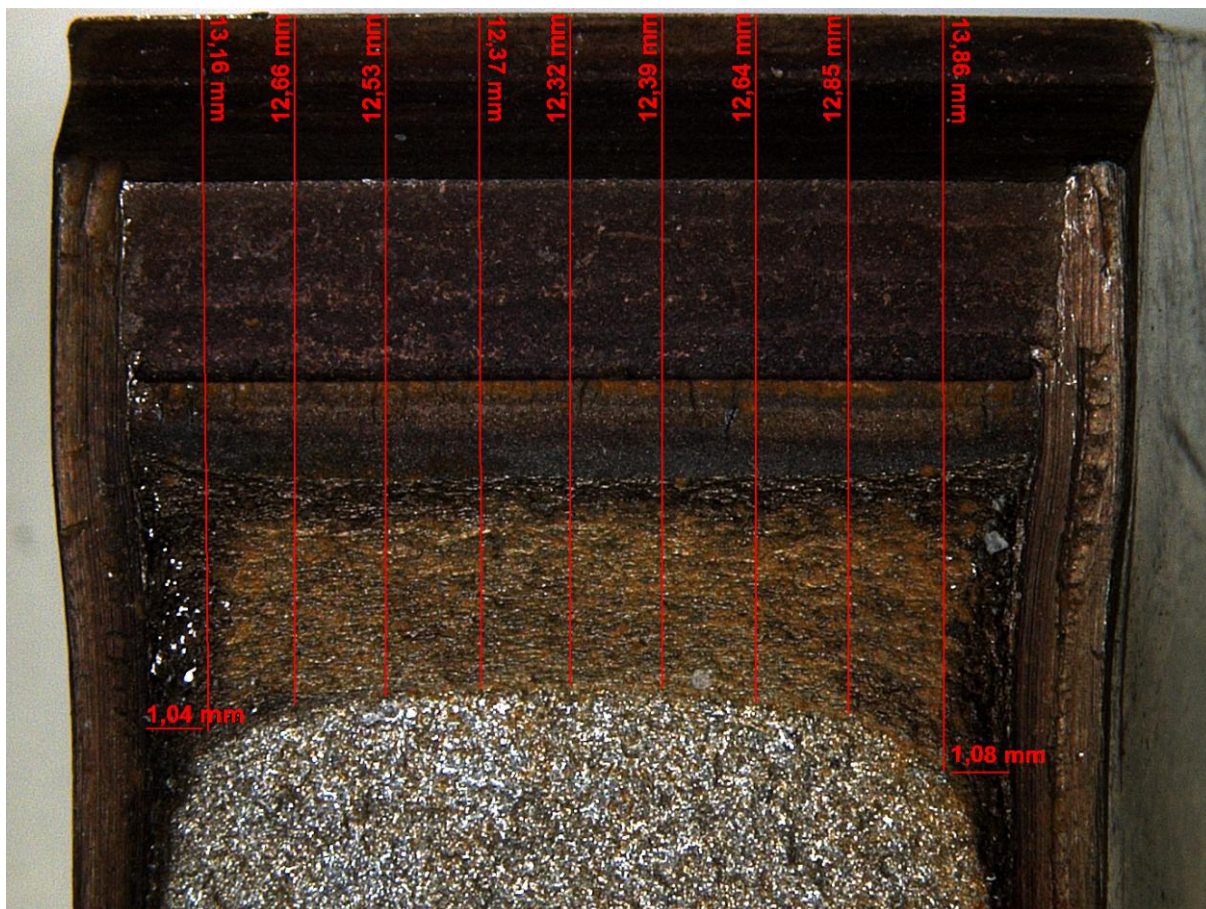

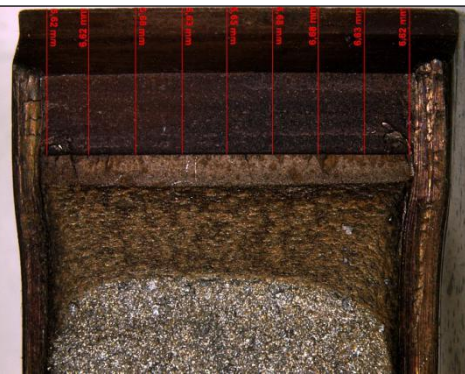

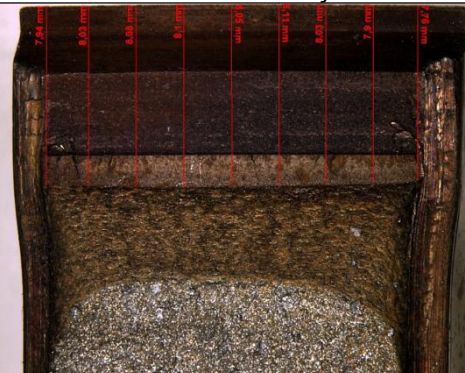
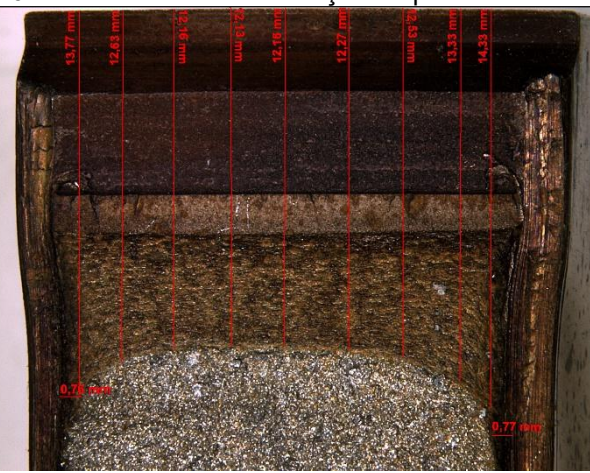


Figura 31 - Fotomicrografia da fratura com as medições do corpo de prova de metal de base 1. Fonte: próprio autor

Tabela 8 - Medição da Trinca corpo de prova número 2 de metal base

																																						
CP02 – Metal de base	CP02 – Metal de base- medição do entalhe																																					
																																						
CP02 – Metal de base – medição da pré trinca	CP02–Metal de base – medição da trinca inicial (a0)																																					
	<table border="1"> <thead> <tr> <th colspan="3">Medidas(mm)</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td rowspan="2">Entalhe</td> <td>9 pontos</td> <td>6.65</td> </tr> <tr> <td>5 pontos</td> <td>6.66</td> </tr> <tr> <td rowspan="2">Pré trinca</td> <td>9 pontos</td> <td>1.40</td> </tr> <tr> <td>5 pontos</td> <td>1.44</td> </tr> <tr> <td rowspan="2">a0</td> <td>9 pontos</td> <td>8.02</td> </tr> <tr> <td>5 pontos</td> <td>8.07</td> </tr> <tr> <td rowspan="2">Final</td> <td>9 pontos</td> <td>12.66</td> </tr> <tr> <td>5 pontos</td> <td>12.25</td> </tr> <tr> <td rowspan="2">Diferença entre medições de 9 pontos e 5 pontos</td> <td>a0</td> <td>0.69 %</td> </tr> <tr> <td>Final</td> <td>3.22 %</td> </tr> <tr> <td colspan="2">a0/W- Real</td> <td>0.40</td> </tr> <tr> <td colspan="3" style="text-align: center;">Fractus</td> </tr> <tr> <td colspan="2">Trinca inicial ajustada</td> <td>9.2</td> </tr> </tbody> </table>	Medidas(mm)			Entalhe	9 pontos	6.65	5 pontos	6.66	Pré trinca	9 pontos	1.40	5 pontos	1.44	a0	9 pontos	8.02	5 pontos	8.07	Final	9 pontos	12.66	5 pontos	12.25	Diferença entre medições de 9 pontos e 5 pontos	a0	0.69 %	Final	3.22 %	a0/W- Real		0.40	Fractus			Trinca inicial ajustada		9.2
Medidas(mm)																																						
Entalhe	9 pontos	6.65																																				
	5 pontos	6.66																																				
Pré trinca	9 pontos	1.40																																				
	5 pontos	1.44																																				
a0	9 pontos	8.02																																				
	5 pontos	8.07																																				
Final	9 pontos	12.66																																				
	5 pontos	12.25																																				
Diferença entre medições de 9 pontos e 5 pontos	a0	0.69 %																																				
	Final	3.22 %																																				
a0/W- Real		0.40																																				
Fractus																																						
Trinca inicial ajustada		9.2																																				
CP02 – Metal de base - medição da trinca final	<table border="1"> <tbody> <tr> <td>Comprimento Final</td> <td>12.5</td> </tr> </tbody> </table>	Comprimento Final	12.5																																			
Comprimento Final	12.5																																					
Crescimento calculado -Fractus	2.1207																																					
Crescimento Real (9 pontos)	4.64 mm																																					
Crescimento Real (5 pontos)	4.18 mm																																					



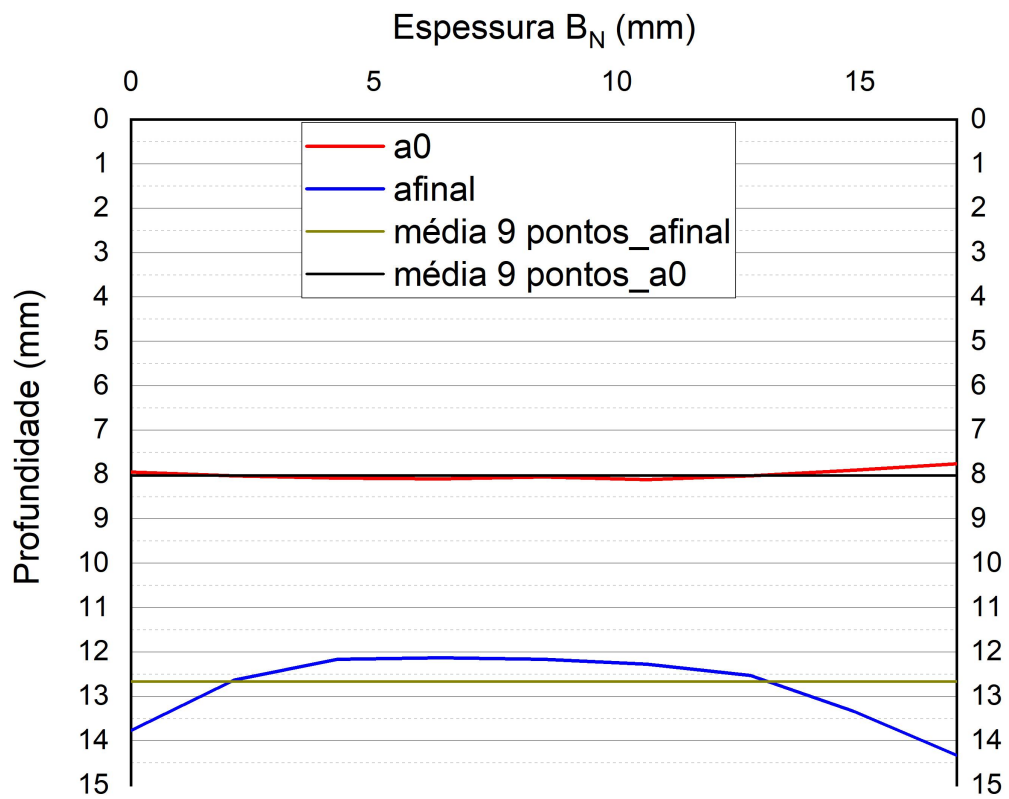


Figura 32 - Gráfico profundidade X espessura - medição da trinca do corpo de prova número 2 de metal base. Fonte: próprio autor

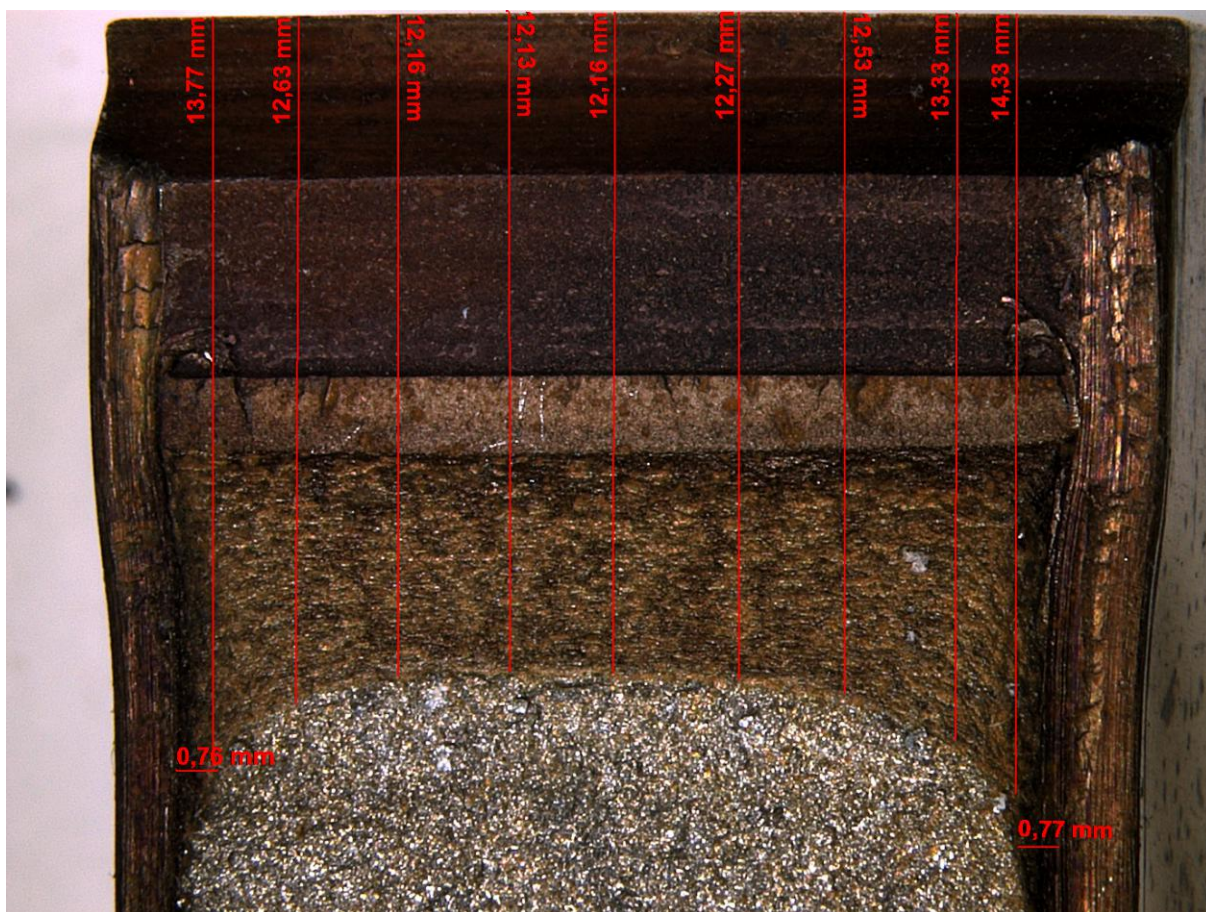

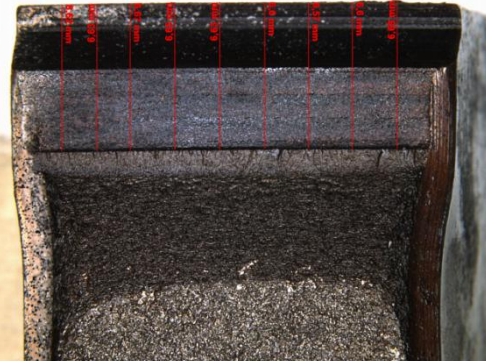

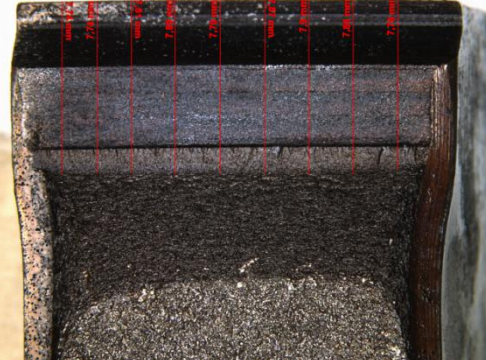
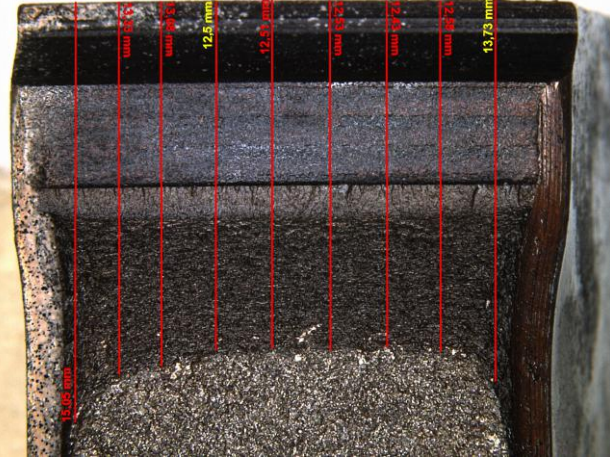


Figura 33 - Fotomicrografia da fratura com as medições do corpo de prova de metal de base 2. Fonte: próprio autor

Tabela 9. Medição da Trinca corpo de prova número 3 de metal base

																																			
CP03 – Metal de base	CP03 – Metal de base- medição do entalhe																																		
																																			
CP03 – Metal de base – medição da pré trinca	CP03 – Metal de base – medição da trinca inicial (a0)																																		
	<p style="text-align: center;">Medidas(mm)</p> <table border="1" data-bbox="871 1153 1517 1641"> <tbody> <tr> <td rowspan="2">Entalhe</td> <td>9 pontos</td> <td>6.63</td> </tr> <tr> <td>5 pontos</td> <td>6.62</td> </tr> <tr> <td rowspan="2">Pré trinca</td> <td>9 pontos</td> <td>1.22</td> </tr> <tr> <td>5 pontos</td> <td>1.24</td> </tr> <tr> <td rowspan="2">a0</td> <td>9 pontos</td> <td>7.75</td> </tr> <tr> <td>5 pontos</td> <td>7.78</td> </tr> <tr> <td rowspan="2">Final</td> <td>9 pontos</td> <td>12.92</td> </tr> <tr> <td>5 pontos</td> <td>12.61</td> </tr> <tr> <td rowspan="2">Diferença entre medições de 9 pontos e 5 pontos</td> <td>a0</td> <td>0.69 %</td> </tr> <tr> <td>Final</td> <td>3.22 %</td> </tr> <tr> <td colspan="3" style="text-align: center;">Fractus</td> </tr> <tr> <td>Trinca inicial ajustada</td> <td colspan="2">8.4</td> </tr> <tr> <td>CP03 – Metal de base - medição da trinca final</td> <td>Comprimento Final</td> <td>13.1</td> </tr> </tbody> </table>	Entalhe	9 pontos	6.63	5 pontos	6.62	Pré trinca	9 pontos	1.22	5 pontos	1.24	a0	9 pontos	7.75	5 pontos	7.78	Final	9 pontos	12.92	5 pontos	12.61	Diferença entre medições de 9 pontos e 5 pontos	a0	0.69 %	Final	3.22 %	Fractus			Trinca inicial ajustada	8.4		CP03 – Metal de base - medição da trinca final	Comprimento Final	13.1
Entalhe	9 pontos		6.63																																
	5 pontos	6.62																																	
Pré trinca	9 pontos	1.22																																	
	5 pontos	1.24																																	
a0	9 pontos	7.75																																	
	5 pontos	7.78																																	
Final	9 pontos	12.92																																	
	5 pontos	12.61																																	
Diferença entre medições de 9 pontos e 5 pontos	a0	0.69 %																																	
	Final	3.22 %																																	
Fractus																																			
Trinca inicial ajustada	8.4																																		
CP03 – Metal de base - medição da trinca final	Comprimento Final	13.1																																	
CP03 – Metal de base - medição da trinca final	Comprimento Final 13.1																																		

Crescimento calculado -Fractus	4.7
Crescimento Real (9 pontos)	5.17
Crescimento Real (5 pontos)	4.83

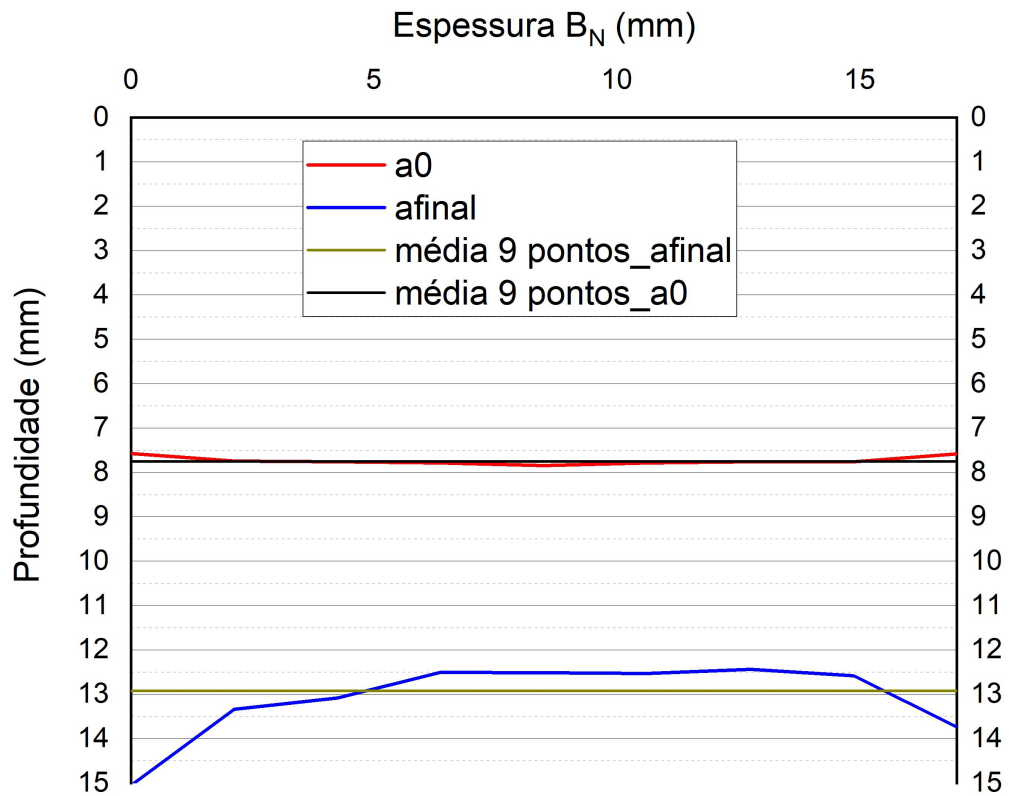


Figura 34 - Gráfico profundidade X espessura - medição da trinca do corpo de prova número 3 de metal base. Fonte: próprio autor

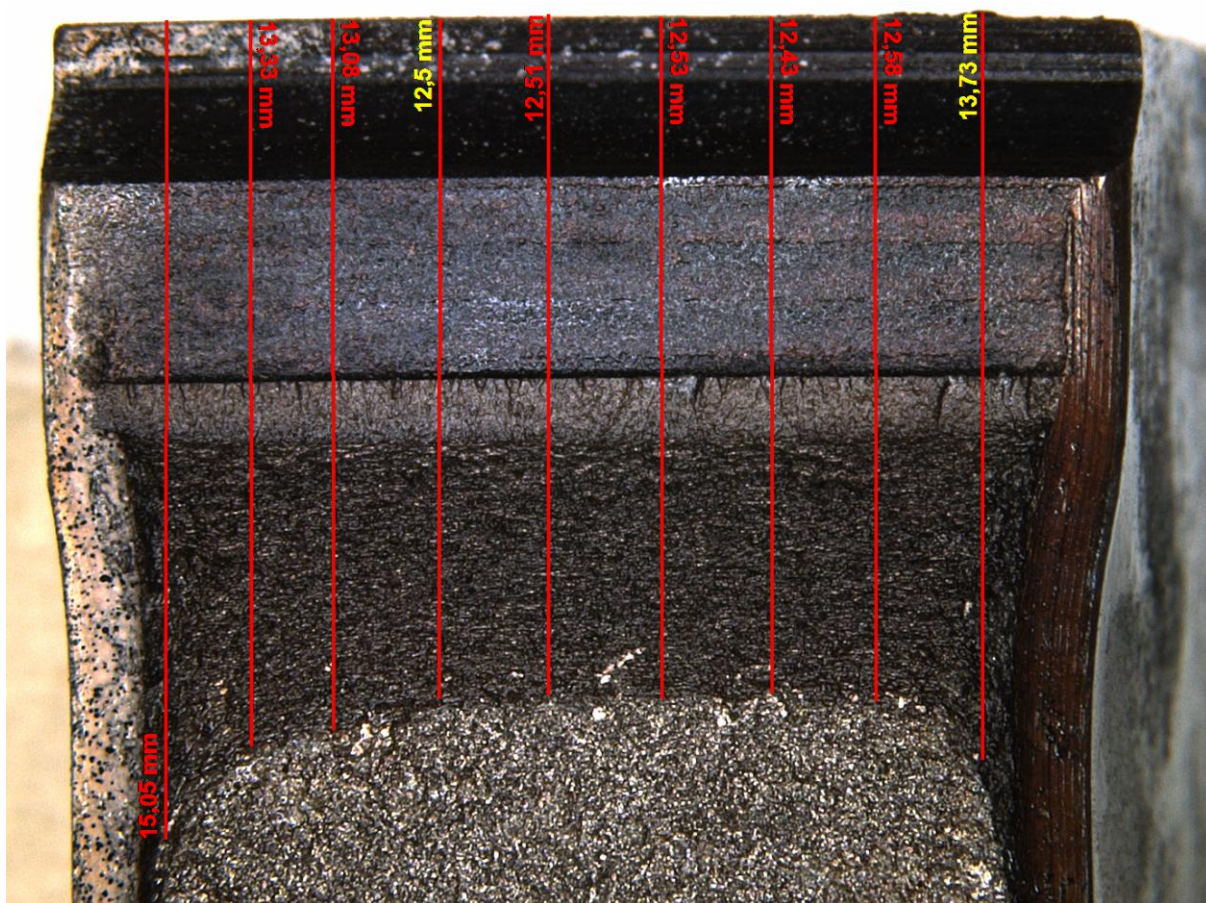

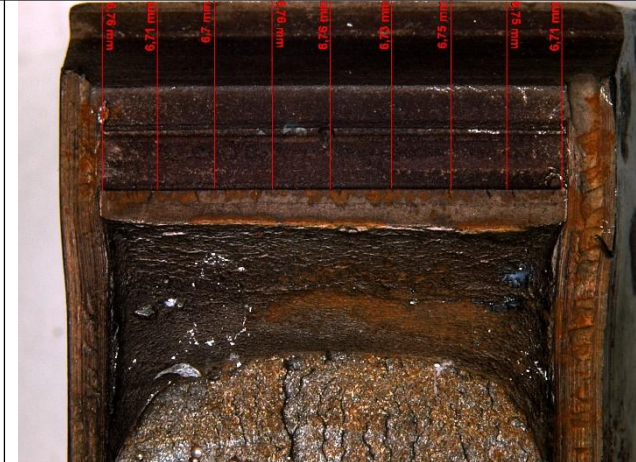





Figura 35 - Fotomicrografia da fratura com as medições do corpo de prova de metal de base 3. Fonte: próprio autor

Tabela 10. Medição da Trinca corpo de prova número 1 de metal de solda

																																			
CP01 – Solda	CP01 – Solda - medição do entalhe																																		
																																			
CP01 – Solda – medição da pré trinca	CP01 – Solda – medição da trinca inicial (a0)																																		
	<p style="text-align: center;">Medidas(mm)</p> <table border="1" data-bbox="863 1339 1501 1713"> <tbody> <tr> <td rowspan="2">Entalhe</td> <td>9 pontos</td> <td>6.74</td> </tr> <tr> <td>5 pontos</td> <td>6.74</td> </tr> <tr> <td rowspan="2">Pré trinca</td> <td>9 pontos</td> <td>1.29</td> </tr> <tr> <td>5 pontos</td> <td>1.31</td> </tr> <tr> <td rowspan="2">a0</td> <td>9 pontos</td> <td>8.03</td> </tr> <tr> <td>5 pontos</td> <td>8.05</td> </tr> <tr> <td rowspan="2">Final</td> <td>9 pontos</td> <td>13.51</td> </tr> <tr> <td>5 pontos</td> <td>12.76</td> </tr> <tr> <td rowspan="2">Diferença entre medições de 9 pontos e 5 pontos</td> <td>a0</td> <td>0.28 %</td> </tr> <tr> <td>Final</td> <td>5.55 %</td> </tr> <tr> <td>a0/W- Real</td> <td colspan="2" style="text-align: center;">0.40</td> </tr> <tr> <td colspan="3" style="text-align: center;">Fractus</td> </tr> <tr> <td>Trinca inicial ajustada</td> <td colspan="2" style="text-align: center;">9.0</td> </tr> </tbody> </table>	Entalhe	9 pontos	6.74	5 pontos	6.74	Pré trinca	9 pontos	1.29	5 pontos	1.31	a0	9 pontos	8.03	5 pontos	8.05	Final	9 pontos	13.51	5 pontos	12.76	Diferença entre medições de 9 pontos e 5 pontos	a0	0.28 %	Final	5.55 %	a0/W- Real	0.40		Fractus			Trinca inicial ajustada	9.0	
Entalhe	9 pontos		6.74																																
	5 pontos	6.74																																	
Pré trinca	9 pontos	1.29																																	
	5 pontos	1.31																																	
a0	9 pontos	8.03																																	
	5 pontos	8.05																																	
Final	9 pontos	13.51																																	
	5 pontos	12.76																																	
Diferença entre medições de 9 pontos e 5 pontos	a0	0.28 %																																	
	Final	5.55 %																																	
a0/W- Real	0.40																																		
Fractus																																			
Trinca inicial ajustada	9.0																																		
CP01 – Solda - medição da trinca final	Comprimento Final	12.7																																	
Crescimento calculado -Fractus	2.6907																																		
Crescimento Real (9 pontos)	5.48 mm																																		
Crescimento Real (5 pontos)	4.71 mm																																		

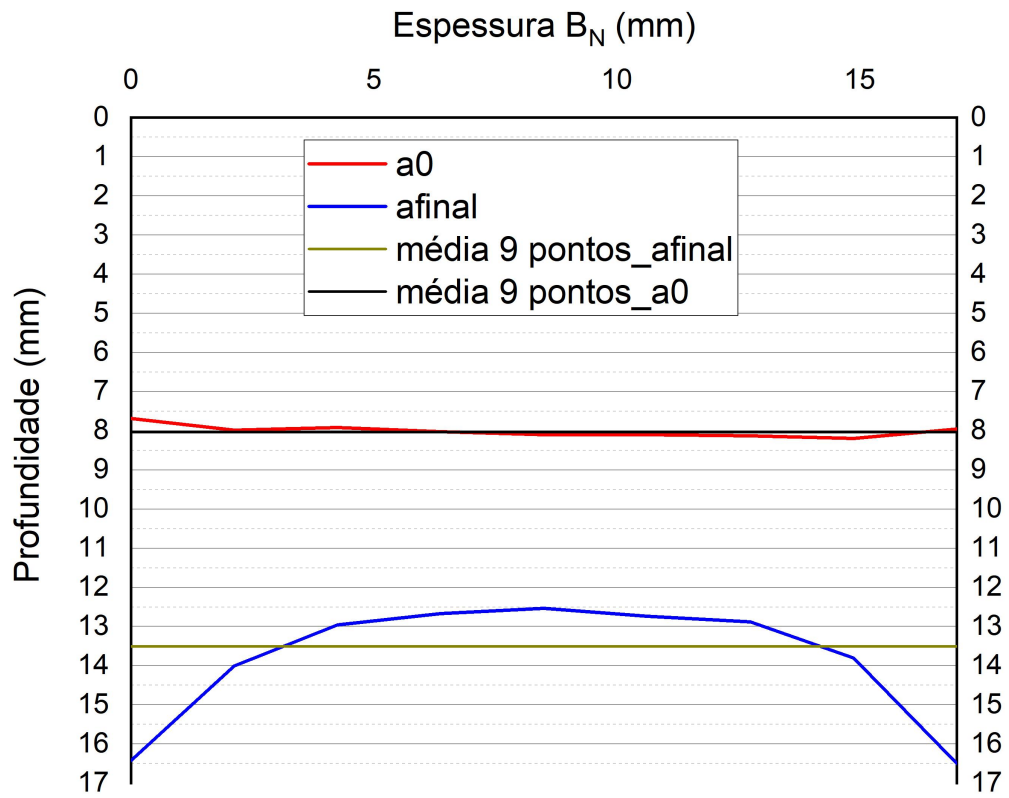


Figura 36 - Gráfico profundidade X espessura - medição da trinca do corpo de prova número 1 de metal de solda. Fonte: próprio autor

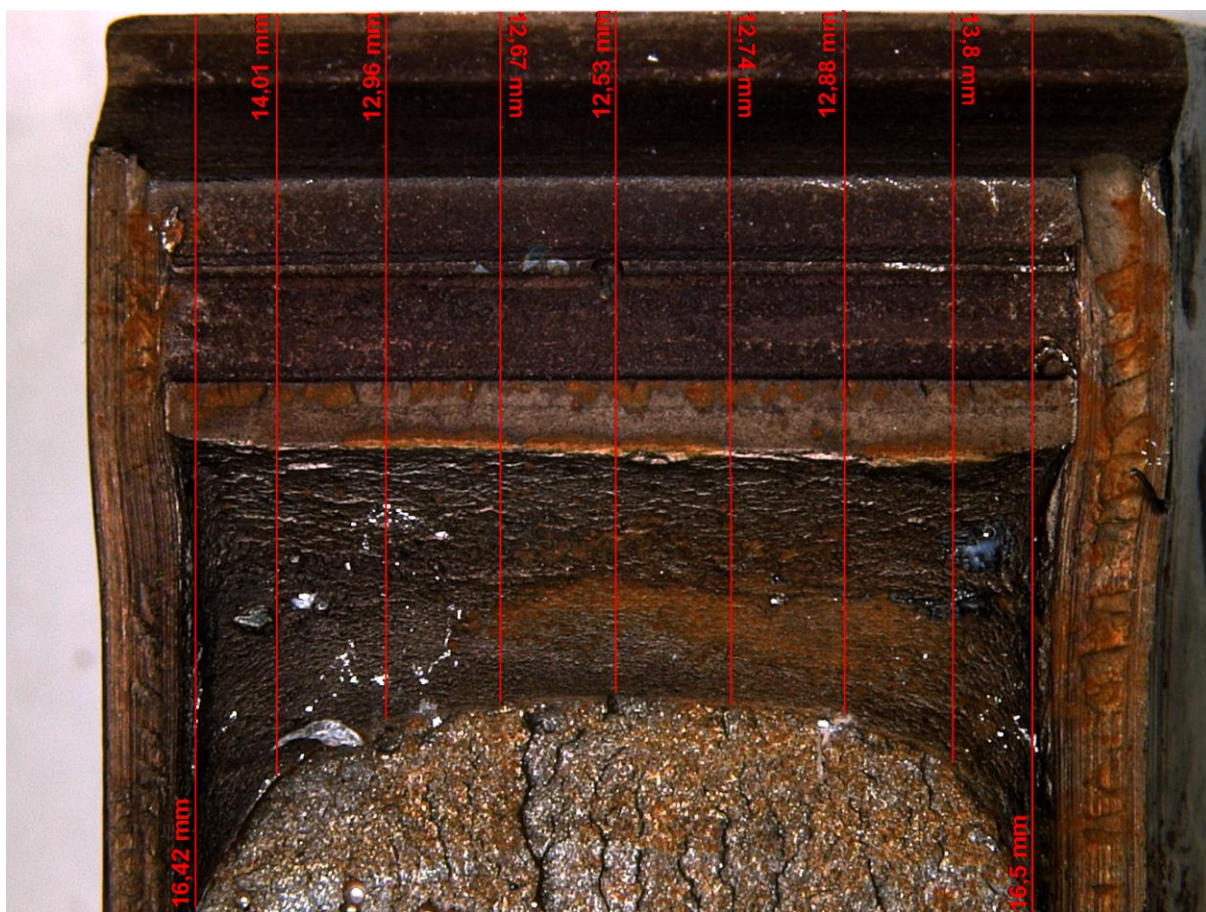




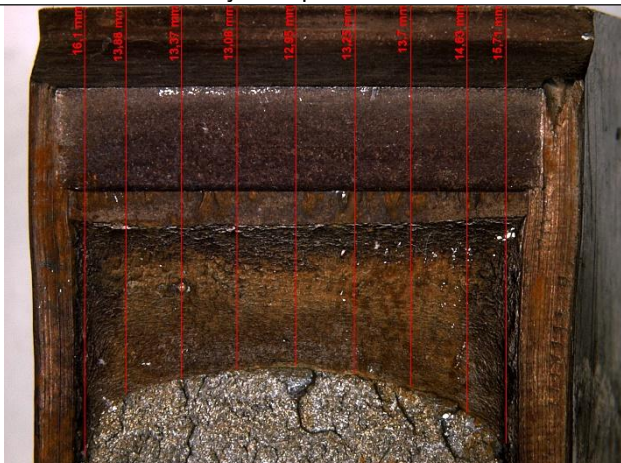


Figura 37 - Fotomicrografia da fratura com as medições do corpo de prova número 1 de metal de solda. Fonte: próprio autor



Tabela 11. Medição da Trinca corpo de prova número 2 de metal de solda

																																						
CP02 – Solda	CP02 – Solda - medição do entalhe																																					
																																						
CP02 – Solda – medição da pré trinca	CP02 – Solda – medição da trinca inicial (a0)																																					
																																						
CP02 – Solda - medição da trinca final																																						
	<table border="1"> <thead> <tr> <th colspan="3">Medidas(mm)</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td rowspan="2">Entalhe</td> <td>9 pontos</td> <td>6.66</td> </tr> <tr> <td>5 pontos</td> <td>6.67</td> </tr> <tr> <td rowspan="2">Pré trinca</td> <td>9 pontos</td> <td>1.14</td> </tr> <tr> <td>5 pontos</td> <td>1.19</td> </tr> <tr> <td rowspan="2">a0</td> <td>9 pontos</td> <td>7.80</td> </tr> <tr> <td>5 pontos</td> <td>7.85</td> </tr> <tr> <td rowspan="2">Final</td> <td>9 pontos</td> <td>13.85</td> </tr> <tr> <td>5 pontos</td> <td>13.27</td> </tr> <tr> <td rowspan="2">Diferença entre medições de 9 pontos e 5 pontos</td> <td>a0</td> <td>0.57 %</td> </tr> <tr> <td>Final</td> <td>4.16 %</td> </tr> <tr> <td colspan="3" style="text-align: center;">Fractus</td> </tr> <tr> <td>Trinca inicial ajustada</td> <td colspan="2">Dados não obtidos</td> </tr> <tr> <td>Comprimento Final</td> <td colspan="2">Dados não obtidos</td> </tr> </tbody> </table>	Medidas(mm)			Entalhe	9 pontos	6.66	5 pontos	6.67	Pré trinca	9 pontos	1.14	5 pontos	1.19	a0	9 pontos	7.80	5 pontos	7.85	Final	9 pontos	13.85	5 pontos	13.27	Diferença entre medições de 9 pontos e 5 pontos	a0	0.57 %	Final	4.16 %	Fractus			Trinca inicial ajustada	Dados não obtidos		Comprimento Final	Dados não obtidos	
Medidas(mm)																																						
Entalhe	9 pontos	6.66																																				
	5 pontos	6.67																																				
Pré trinca	9 pontos	1.14																																				
	5 pontos	1.19																																				
a0	9 pontos	7.80																																				
	5 pontos	7.85																																				
Final	9 pontos	13.85																																				
	5 pontos	13.27																																				
Diferença entre medições de 9 pontos e 5 pontos	a0	0.57 %																																				
	Final	4.16 %																																				
Fractus																																						
Trinca inicial ajustada	Dados não obtidos																																					
Comprimento Final	Dados não obtidos																																					
Crescimento calculado -Fractus	Dados não obtidos																																					
Crescimento Real (9 pontos)	6.05 mm																																					
Crescimento Real (5 pontos)	5.42 mm																																					

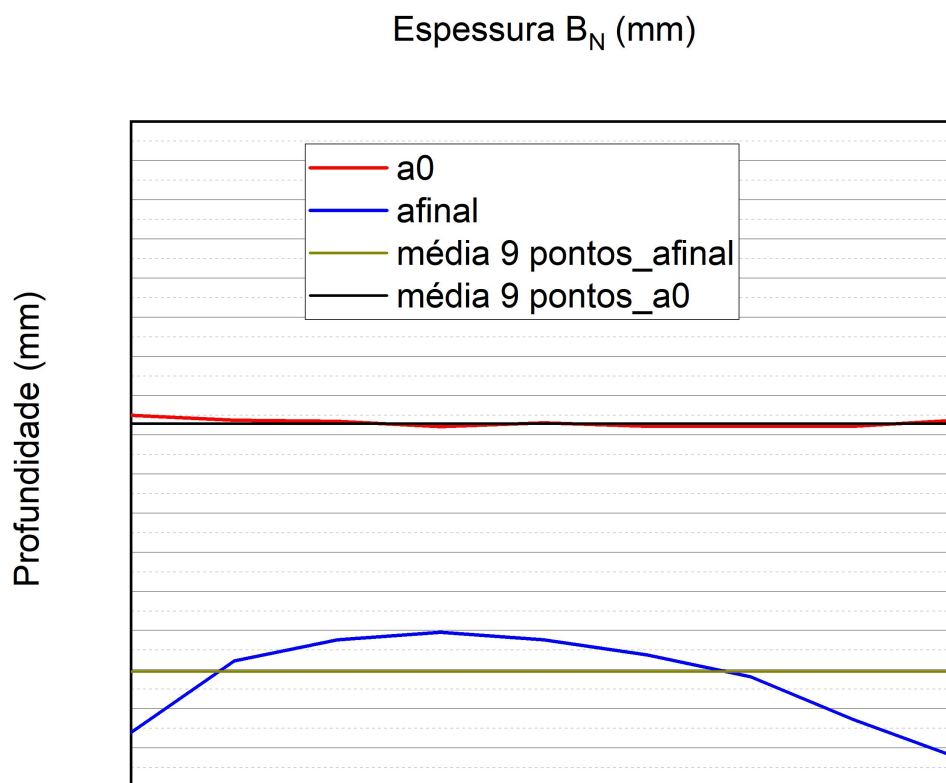


Figura 38 - Gráfico profundidade X espessura - medição da trinca do corpo de prova número 2 de metal de solda. Fonte: próprio autor

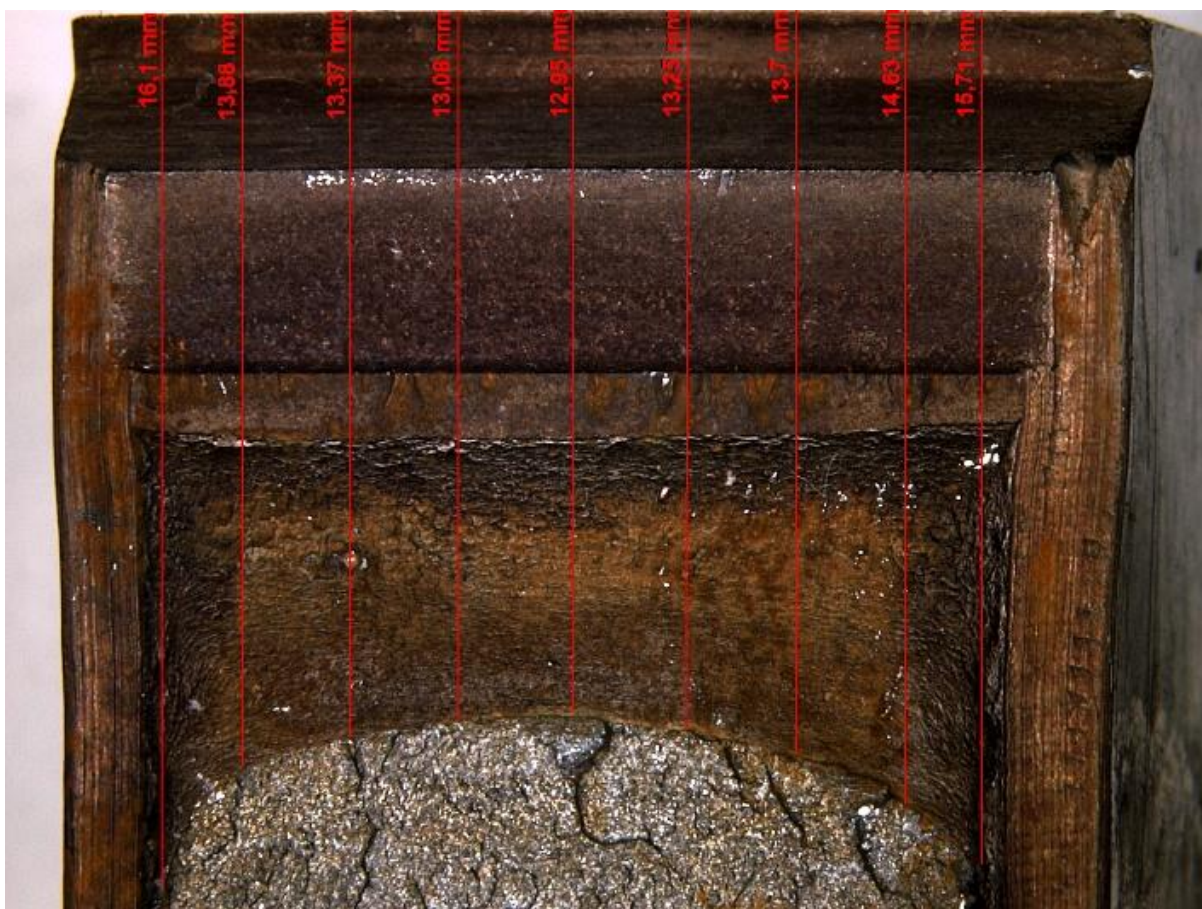

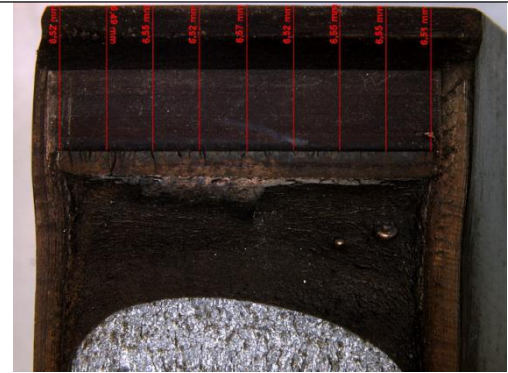
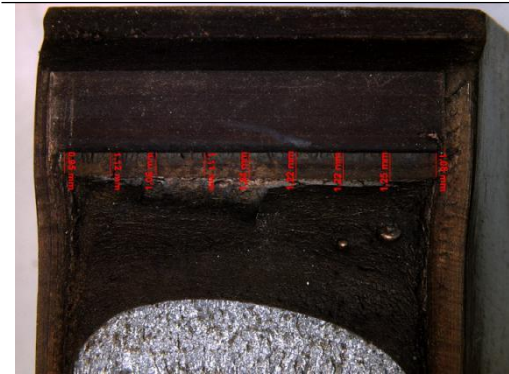
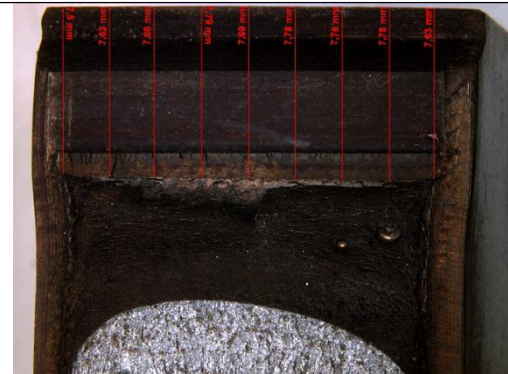
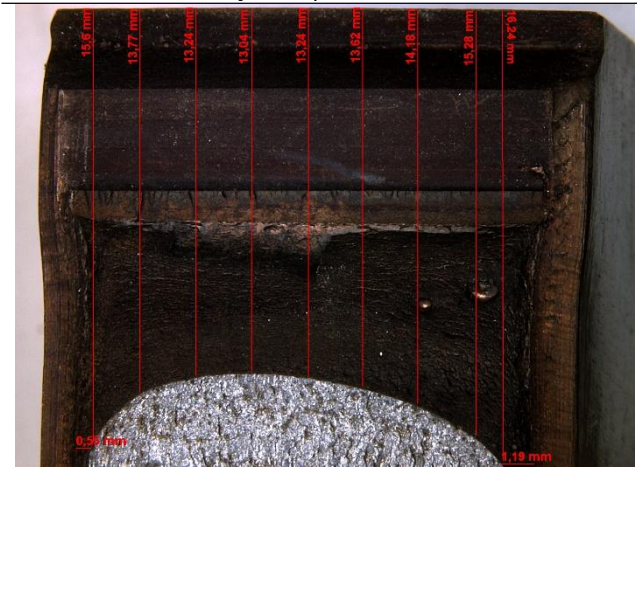


Figura 39 -. Fotomicrografia da fratura com as medições do corpo de prova número 2 de metal de solda. Fonte: próprio autor

Tabela 12. Medição da Trinca corpo de prova número 4 de metal de solda

																																						
CP03 – Solda - Nota 1	CP03 – Solda - medição do entalhe																																					
																																						
CP03 – Solda – medição da pré trinca	CP03 – Solda – medição da trinca inicial (a0)																																					
	<table border="1"> <thead> <tr> <th colspan="3">Medidas(mm)</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td rowspan="2">Entalhe</td> <td>9 pontos</td> <td>6.53</td> </tr> <tr> <td>5 pontos</td> <td>6.54</td> </tr> <tr> <td rowspan="2">Pré trinca</td> <td>9 pontos</td> <td>1.15</td> </tr> <tr> <td>5 pontos</td> <td>1.17</td> </tr> <tr> <td rowspan="2">a0</td> <td>9 pontos</td> <td>7.71</td> </tr> <tr> <td>5 pontos</td> <td>7.74</td> </tr> <tr> <td rowspan="2">Final</td> <td>9 pontos</td> <td>14.04</td> </tr> <tr> <td>5 pontos</td> <td>13.46</td> </tr> <tr> <td rowspan="2">Diferença entre medições de 9 pontos e 5 pontos</td> <td>a0</td> <td>0.4 %</td> </tr> <tr> <td>Final</td> <td>4.08 %</td> </tr> <tr> <td>a0/W- Real</td> <td colspan="2">0.385</td> </tr> <tr> <th colspan="3">Fractus</th> </tr> <tr> <td>Trinca inicial ajustada</td> <td colspan="2">9.4</td> </tr> </tbody> </table>	Medidas(mm)			Entalhe	9 pontos	6.53	5 pontos	6.54	Pré trinca	9 pontos	1.15	5 pontos	1.17	a0	9 pontos	7.71	5 pontos	7.74	Final	9 pontos	14.04	5 pontos	13.46	Diferença entre medições de 9 pontos e 5 pontos	a0	0.4 %	Final	4.08 %	a0/W- Real	0.385		Fractus			Trinca inicial ajustada	9.4	
Medidas(mm)																																						
Entalhe	9 pontos	6.53																																				
	5 pontos	6.54																																				
Pré trinca	9 pontos	1.15																																				
	5 pontos	1.17																																				
a0	9 pontos	7.71																																				
	5 pontos	7.74																																				
Final	9 pontos	14.04																																				
	5 pontos	13.46																																				
Diferença entre medições de 9 pontos e 5 pontos	a0	0.4 %																																				
	Final	4.08 %																																				
a0/W- Real	0.385																																					
Fractus																																						
Trinca inicial ajustada	9.4																																					
CP03 – Solda - medição da trinca final	Comprimento Final	12.5																																				
Crescimento calculado -Fractus	1.37																																					
Crescimento Real (9 pontos)	6.33 mm																																					
Crescimento Real (5 pontos)	5.72 mm																																					

Nota-se que houve um arrancamento de material de uma das superfícies o que explica a carga menor obtida durante o ensaio desse corpo de prova frente aos demais, embora o rasgamento tenha continuado e de se estendido a uma

profundidade maior que os demais, mesmo tendo atingido a menor carga máxima de todos os corpos de prova de junta soldada.

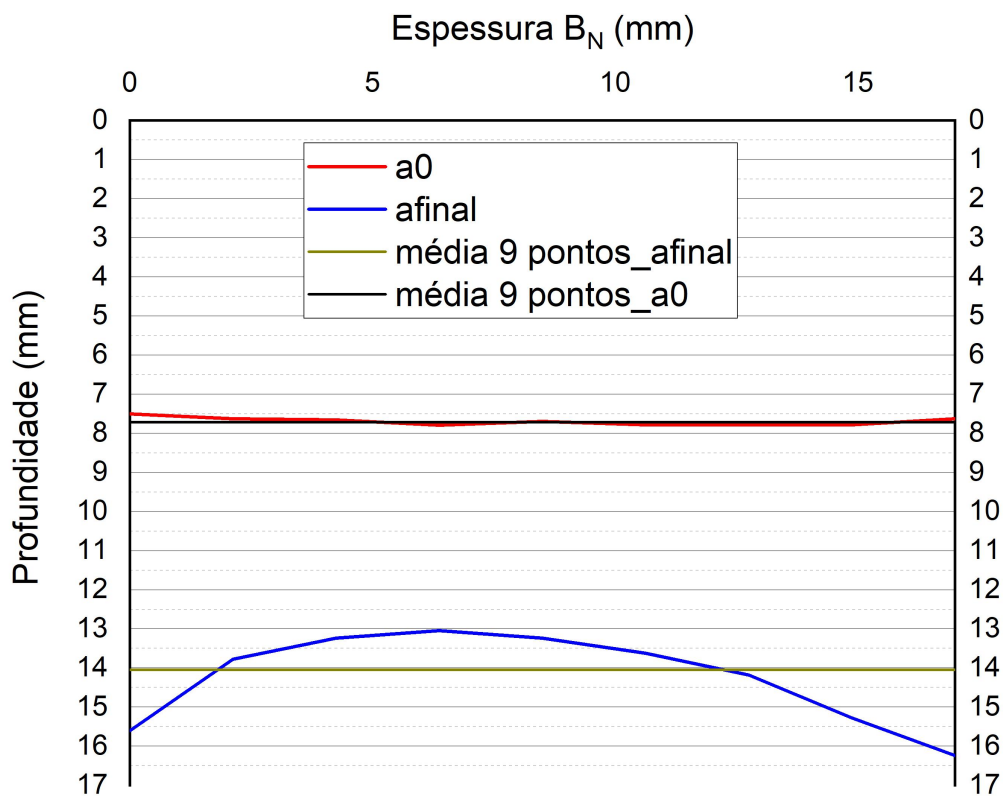


Figura 40 - Gráfico profundidade X espessura - medição da trinca do corpo de prova número 4 de metal de solda. Fonte: próprio autor

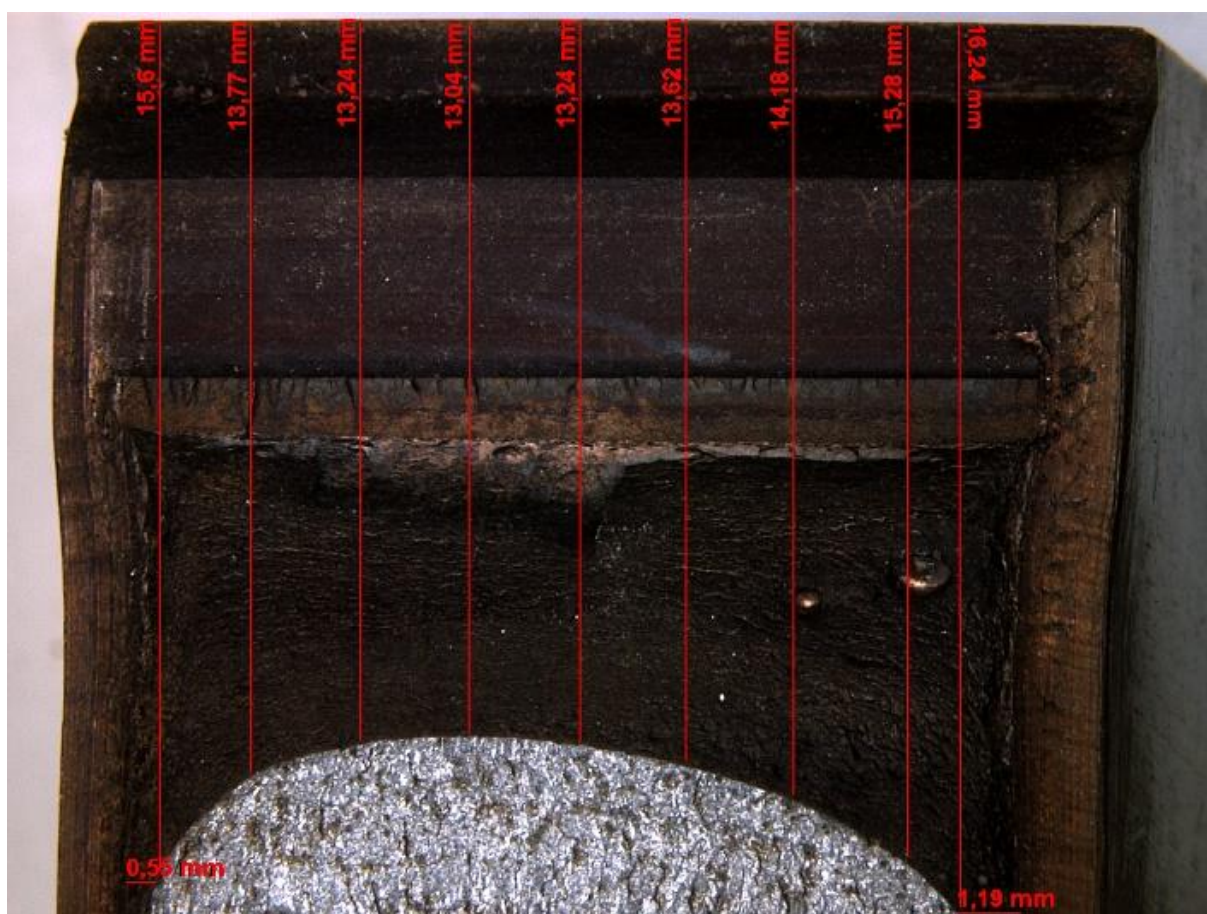


Figura 41 -- Fotomicrografia da fratura com as medições do corpo de prova número 4 de metal de solda. Fonte: próprio autor

Tabela 13. Valores medidos e estimados de crescimento da trinca para o metal base

Corpo de prova	Medição após o ensaio(mm)			Estimativa( mm)		Diferença(%)
	a0	af	crescimento	af	crescimento	
CP1	8,4	12,7	4,3	13,1	4,7	9
CP2	8,0	12,7	4,7	12,5	4,5	4
CP3	7,8	12,9	5,1	13,1	5,3	4

Tabela 14. Valores medidos e estimados de crescimento da trinca para o metal de solda

Corpo de prova	Medição após o ensaio(mm)			Estimativa( mm)		Diferença(%)
	a0	af	crescimento	af	crescimento	
CP1	8,0	13,5	5,5	12,7	4,7	14
CP2	7,8	14	6,3	12,5	4,5	23
CP4	7,6	13,7	6,1	12,6	5,3	18

## 5 CONCLUSÕES

Os resultados obtidos mostraram a grande potencialidade da técnica de flexibilidade no descarregamento na determinação da curva J-R em um material com comportamento elasto-plástico para corpos de prova com resistência mecânica do metal de solda em relação ao metal de base além dos valores já estudados e anteriormente explorados, ou seja um “overmatching” de 35%

Analisando as curvas de força versus CMOD, é possível notar que para os diferentes corpos de prova extraídos no metal de base o comportamento das curvas é bastante semelhante, o que era de se esperar devido à homogeneidade do material. Já para o metal de solda o comportamento das curvas difere um pouco para cada corpo de prova, isso se deve, provavelmente, a não homogeneidade das propriedades mecânicas nas regiões da solda de cada corpo de prova.

É perceptível que um nível de carregamento maior foi exigido pelos corpos de prova retirados da junta soldada quando comparados aos corpos de prova de metal base, isso reflete a consonância com os valores encontrados nos ensaios de tração mostrados na figura 12.

Além disso, observando-se as curvas P-CMOD nota-se que no caso do MB, a força máxima atingida durante o ensaio é próxima de 90 KN e corresponde a um CMOD de aproximadamente 4,5mm. Para os corpos de prova do metal de solda o valor da força máxima aumenta para aproximadamente 120KN e o CMOD correspondente aumenta para 5 mm na ZF (metal de solda). Esse comportamento pode ser explicado pela característica da junta soldada. De acordo com os resultados de ensaio de tração, partindo do MB para o centro da solda há um aumento progressivo de  $\sigma_e$  e  $\sigma_{máx}$  e diminuição do alongamento máximo. Isso é um indício de que o metal de solda possui uma tenacidade à fratura maior do que a do metal de base.

A metodologia utilizada nesse trabalho mostrou-se apropriada, uma vez que permitiu determinar com sucesso a curva de resistência à fratura para as duas condições diferentes, metal de base e metal de solda.

O trabalho permitiu determinar empiricamente as variáveis que correlacionam a Integral J e  $\Delta a$  com os valores de crescimento da trinca obtidos através de medição

após a ruptura dos corpos de prova. Essas equações levam em consideração a flexibilidade do corpo de prova e possibilitam o seu emprego na condição de overmatch, através de um fator que pode correlacionar os valores de crescimento da trinca e a razão existente entre o limite de escoamento do metal de solda e do metal de base, através de equações já conhecidas, mas que ainda não haviam sido aplicadas a uma condição com essa razão de dissimilaridade de propriedades.

Ficou bem claro, como pode ser observado nas tabelas 13 e 14 que as metodologias de medição considerando a média de 5 ou 9 pontos, como também podem ser vistos nas tabelas 7 a 13, na medição da frente de trinca levam à diferenças que podem ser maiores ou menores em função da porção da junta sendo medida, ou seja cada uma das metodologias se mostrou mais apropriada para cada uma das porções da junta, mas uma coisa ficou bem clara: a metodologia proposta para a correlação dos valores de trinca e o cálculo do crescimento da trinca através da correlação com a flexibilidade não se mostrou eficaz em corpos de prova com microestrutura não homogênea ( metal de solda), tanto quanto em microestruturas homogêneas (metal base).

É importante notar que esse comportamento é mais consistente para os corpos de prova de metal de base onde a técnica dos 9 pontos proposta pelas normas se mostrou mais aderente para corpos de prova homogêneos, vindo por outro lado apresentar diferenças maiores nos corpos de prova de metal de solda retirados da junta soldada.

Um ajuste na metodologia de cálculo da correção do crescimento da trinca torna-se necessária na avaliação da curva J-R no que diz respeito aos valores obtidos para o metal de solda.

Outro aspecto importante desse trabalho está relacionado à determinação dos valores de tenacidade em corpos de prova SET em condição de “overmatching”, o que tornou possível verificar a aplicabilidade de corpos de prova SET com trinca rasa e por conseguinte um menor grau de restrição na determinação de valores de tenacidade menos conservadores do que aqueles obtidos em corpos de prova SEB com alto grau de restrição e trinca profunda.



Essa contribuição abre novas perspectivas no estudo de tenacidade à fratura permitindo a comparação e validação de modelos matemáticos analíticos e numéricos para diferentes condições, tipicamente encontradas em juntas soldadas de campo, tipicamente em condição de overmatching.

A influência da diferença de comportamento devido à presença de overmatch pode ser claramente detectada pelos valores de  $J$  obtidos para cada região de extração dos corpos de prova e também pela não homogeneidade das propriedades mecânicas ao longo da junta soldada as quais afetam o campo de deformações tanto localmente como remotamente, impactando em diferentes valores de tenacidade, quando comparados aos valores obtidos no metal base.

## 6 REFERÊNCIAS

- [1] NAMAN R. ,Fracture Mechanics and Crack Growth.
- [2] J. W. Hutchinson, Fundamentals of the phenomenological theory of nonlinear fracture mechanics, *Journal of Applied Mechanics* 50 (1983) p.1042–1051.
- [3] IRWIN, G.R. Analysis of Stresses and Strains Near the End of a Crack Transversing a Plate. *Journal of Applied Mechanics*, v.24, p. 361-364, (1957).
- [4] IRWIN, G.R. Plastic Zone Near a Crack and Fracture Toughness, 7<sup>a</sup> Sagamore Conference, p.163, (1960).
- [5] GRIFFITH, A.A. The Phenomena of Rupture and Flow in Solids. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London, Series A*,v. 221 p.163-198, (1921).
- [6] WESTERGAARD, H.M. Bearing Pressures and Cracks. *Journal of Applied Mechanics*, vol. 6, (1939)
- [7] SAOUMA,V.E. Lecture Notes: in Fracture Mechanics.Dept. Of Civil Environmental and Architectural engineering, University of Colorado, (2000).
- [8] OROWAN, E. The Fatigue of Glass under Stress. *Nature*, v.154, p. 341-343, (1944)
- [9] FORMAN, R.G. Effect of Plastic Deformation on the Strain Energy Release Rate in a Centrally Notched Plate Subjected to Uniaxial Tension, ASME paper 65-WA/MET-9, (1965).
- [10] SCHWALBE K. et al. Classical Fracture Mechanics Methods. *Comprehensive Structural Integrity* v. 7, p. 3-42, (2003).
- [11] RICE, J. R. A Path Independent Integral and Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks, *ASME J. Appl. Mech.*, 35, p. 379-386, 1968.
- [12] RICE, J.R. A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks. *Journal of Applied Mechanics*, vol.35, p.379-386, 1968.

- [13] RICE, J.R.; ROSENGREN, G.F. Plane Strain Deformation Near a Crack Tip in a Power-Law Hardening Material, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol.16, p. 1-12, 1968.
- [14] SHIH C.F. et al. Studies on Crack Initiation and Stable Crack Growth. *ASTM STP 1979*; 668:65-120, 1979.
- [15] NEWMAN, J. et al. A Review of the CTOA/CTOD Fracture Criterion. *Engineering Fracture Mechanics* 70 p. 371-385, 2003.
- [16] GKSS. Displacement Gauge Systems for Application in Fracture Mechanics, Brochure of GKSS-Forschungszentrum Geesthacht, Geesthacht, Alemanha, 1991
- [17] SCHWALBE, K. Introduction of  $\delta_5$  as an Operational Definition of the CTOD and its Practical Use. *ASTM STP 1256*, American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, p. 763-778, 1995.
- [18] ESHELBY, J. D. Calculation of Energy Release Rate. In: G.C.Sih, Editor *Prospects of fracture mechanics*, Noordhoff, Leyden, p. 69-84, 1974.
- [19] BROEK D. *The Practical Use of Fracture Mechanics*. Ed. Kluwer Academic Publishers ,1988.
- [20] CHERAPANOV, G.P. Crack Propagation in Continuous Media. *Journal of Applied Mathematical and Mechanical Translation*, 31, p.504, 1967.
- [21] BEGLEY, J.A. e Landes J.D. The J-Integral as a Fracture Criterion, *Fracture Mechanics*, *ASTM STP 515*, p.1-23, 1972.
- [22] KRAFFT, J.M. Effect of Dimensions on Fast Fracture Instability of Notched Sheets. In: *Proc. Crack Propagation Symp.*, College of Aeronautics, Cranfield, Inglaterra, vol 1, p. 8, 1961.
- [23] AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. *ASTM E 1820. Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness*, 2017.
- [24] ANDERSON, T.L. *Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications*. 4<sup>a</sup>ed., New York, CRC Press, 2017.
- [25] SCHWALBE, K. EFAM GTP 02 - The GKSS Test Procedure for Determining the Fracture Behaviour of Materials, Brochure of GKSS-Forschungszentrum Geesthacht,

Geesthacht, Alemanha, 2002.

[26] SMITH, R.F.; DOIG, P. Crack-length measurement by compliance in fracture-toughness testing, *Experimental Mechanics*, Vol. 26, No2, p.122-127, 1986.

[27] CLARKE, G.A. et al. Single Specimen Tests for JIC Determination, *Mechanics of Crack Growth ASTM STP 590*, p. 27-42, 1976.

[28] JOYCE, J.A. e Gudas, J.P. Computer Interactive JIC Testing of Navy Alloys. *Elastic-Plastic Fracture, ASTM STP 668*, p. 451-468, 1979.

[29] JOHNSON, HH. Calibrating the Electric Potential Method for Studying Slow Crack Growth. *Materials Research and Standards*, 5, p. 442-445, 1965.

[30] SCHWALBE, K. H; HELLMANN, D. Application of the Electrical Potential Method to Crack Length Measurements Using Johnson Formula. *Journal of Testing and Evaluation*, 9, p. 218-22, 1981.

[31] BAKKER, A. A DC Potential Drop Procedure for Crack Initiation and *R*-Curve Measurements during Ductile Fracture Tests. *Elastic-Plastic Fracture Test Methods: The User Experience, ASTM STP 586*, p.394-410, 1985.

[32] MARSCHALL, C.W. et al. Use of the Direct-Current Electric Potential Method to Monitor Large Amounts of Crack Growth in Highly Ductile Metals. *The 21st Symposium on Fracture Mechanics ASTM STP 1074*, p.581-593, 1990.

[33] ZHU, X. *J-integral resistance curve testing and evaluation, Journal of Zhejiang University SCIENCE A*, 10, p. 1541-1560, 2009.

[34] LANDES, J.D. et al. Normalization Method for Developing J-R Curves with the LMN Function, *Journal of Testing and Evaluation, JTEVA*, Vol. 19, No. 4, p. 305-311, 1991.

[35] HERRERA, R.; LANDES, J.D. *Direct J-R Curve Analysis: A Guide*

[36] KANNINEM, M.F.e Popelar, C.H. *Advanced Fracture Mechanics*. New York: Oxford University Press, 1985.

[37] CAYARD, M.S. e BRADLEY W.L. A Comparison of Several Analytical Techniques for Calculating J-R Curves from Load-displacement Data and their Relation to Specimen Geometry. *Engineering Fracture Mechanics*, v.33, p.121-

132, 1989.

[38] Joyce, J. A., Manual on Elastic-Plastic Fracture: Laboratory Test Procedures, ASTM Manual Series MNL 27, 1996

[39] HISER, A.L.; LOSS, F.J. Alternative Displacement Procedures for J-R Curve Determination, Elastic-Plastic Fracture Test Methods: The User's Experience, ASTM STP 856, American Society for Testing and Materials, pp. 263-277, 1985.

[40] VOSS, B.; MAYVILLE, R.A. The Use of the Partial Unloading Compliance Method for the Determination of JI-R Curves and JIC, Elastic-Plastic Fracture Test Methods: The User's Experience, ASTM STP 856, American Society for Testing and Materials, pp. 117-130, 1985.

[41] KANG, B.S.-J.; POST, D. Stable Crack Growth in Aluminum Tensile Specimens, Experimental Mechanics, Vol. 27, No 3, p.234-245, 1987.

[42] ASTA, E.P.; CHOMIK, E. Elastic-Plastic Fracture Assessment Using J-R Curve by Direct Method. Elsevier Science Publishers B.V., 1993.

[43] CRAVERO, S.; RUGGIERI, C. Estimation Procedures of J-Resistance Curves for SE(T) Fracture Specimens Using Unloading Compliance, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 74, p. 2735-2757, 2007.

[44] TARPANI, J.R. et al. Evaluation the Linear Normalization Technique for Deriving J-Resistance Curves, Fatigue Fracture Engineering Materials Structures, Vol. 26, p. 97-106, 2003.

[45] TORRICO, I.F.A. Tenacidade á Fratura em Condições Elasto-Plásticas com Corpos de Prova não Normalizados para Aços API 5L: Análise Numérica e Experimental. Tese apresentada para obtenção de título de Doutor em Engenharia Mecânica. Departamento de Materiais da Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2006.

[46] DUGDALE, D.S. Yielding of Steel Sheets Containing Slits, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. 8, p. 100-104, 1960.

[47] BURDEKIN, F.M.; STONE, D.E.W. The Crack Opening Displacement Approach to Fracture Mechanics in Yielding Materials, Journal of Strain Analysis, Vol.1, p. 145-153, 1966.

- [48] HUTCHINSON, J.W. Singular Behaviour at the End of a Tensile Crack in a Hardening Material, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 16 p. 13-31, 1968.
- [49] SHIH, C. F. Relationships Between the J-integral and the Crack Opening Displacement for Stationary and Extending Cracks, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* Vol. 29, p. 305-326, 1981.
- [50] LANDIS, C.M.; CARKA, D. On the Path-Dependence of the J-Integral Near a Stationary Crack in an Elastic-Plastic Material, *Journal of Applied Mechanics*, Vol.78, 2011.
- [51] KIKUCHI, M.;YANO, K. Analysis of the HRR Stress Field at the Three-Dimensional Crack TIP - Analysis of CT and CCT specimens, *The Japan Society of Mechanical Engineers - International Journal*, serie 1, Vol. 33, n02, 1990.
- [52] RAMBERG, W.; OSGOOD, W.R. Description of Stress-Strain Curves By Three Parameters. National Advisory Committee for Aeronautics, Technical Note No 902, Estados Unidos, 1965.
- [53] UENG, T.S.; CHEN, J.C. Computational Procedures for Determining Parameters in Ramberg-Osgood Elastoplastic Model Based on Modulus and Damping Versus Strain, 1992.
- [54] MAY, G.B.; KOBAYASHI, A.S. Plane Stress Stable Crack Growth and J-Integral / HRR Field, *International Journal of Solids Structures*, Vol.32 No6/7, p.857-881, 1995.
- [55] MA,F.The fracture Toughness and Fracture Assessment of Different Specimens, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 51, No 3, p. 487-495, 1995.
- [56] ELGUEDJ, T. et al. Appropriate Extended Functions for X-FEM Simulation of Plastic Fracture Mechanics, *Computer Methods in Applied Mechanics an Engineering*, Vol. 195, p. 501-515, 2005.
- [57] ZOU, J. et al. Surface Crack Fracture Toughness and HRR Fields of Ultra-High Strength Steel, *Materials Science & Engineering A*,454-455, p.467-471, 2007.
- [58] JIN Z.-H.Effect of Material Nonhomogeneities on the HRR Dominance. *Mechanics Research Communications*, Vol. 31, p. 203-211, 2004.

- [59] CRETEGNY, L.; SAXENA, A. Fracture toughness behavior of Weldments With Mis-matched Properties at Elevated Temperature, *International Journal of Fracture*, Vol. 92, p. 119-130, 1998.
- [60] FISCHER, M.P.; KEATING, D.P. Photogrammetric Techniques for Analyzing Displacement, Strain, and Structural Geometry in Physical Models: Application to the Growth of Monoclinal Basement Uplifts. *Geological Society of America*, Vol. 117, No 3-4, p. 369-382, 2004.
- [61] Ernst HA, Paris PC, Landes JD. Estimations on J-integral and tearing modulus T from a single specimen test record, *Fracture Mechanics: Thirteenth Conference*, ASTM STP 743, 1981, pp. 476-502.
- [62] Shen G, Gianetto JA, Tyson WR. Measurement of J-R curves using single specimen technique on clamped SE(T) specimens. In: *Proceedings of 18<sup>th</sup> international offshore and polar engineering conference*, Osaka, Japan; June 21-26, 2009
- [63] Shen G, Gianetto JA, Tyson WR. Development of a procedure for low-constraint toughness testing using a single-specimen technique. 2008. MTL Report No 2008-18(TR)
- [64] Shen G, Tyson WR. Crack size evaluation using unloading compliance in single-specimen single-edge-notched tension fracture toughness testing. *J Test Eval* 2009;37(4). Paper# JTE102368
- [65] Shen G, Bouchard R, Gianetto JA, Tyson WR. Fracture toughness evaluation of high-strength steel pipe, *Proceedings of ASME Pressure Vessel and Piping Conference*, Chicago, USA, July 27-31, 2008.
- [66] Park DY, et al. Fracture toughness of X100 pipe girth welds using SE(T) and SE(B) tests, *Proceedings of the 9th International Pipeline Conference*, Calgary, Canada, September 24-28, 2012.
- [67] Joyce JA, Hackett EM, Roe C. Effect of crack depth and mode of loading on the J-R curve behavior of high-strength steel, *Constraint Effects in Fracture*, ASTM STP 1171, 1993, pp. 239-263
- [68] ASTM E399-72, Standard Test Method for Linear-Elastic Plane-Strain Fracture

Toughness  $K_{Ic}$  of Metallic Materials, American Society for Testing and Materials, 1972.

[69] Pussegoda LN, et al. J-Resistance results from multi-specimen and single-specimen surface notched SEN(T) geometry, Proceedings of the 9th International Pipeline Conference, Calgary, Canada, September 24-28, 2012

[70] Tyson WR, Gianetto JA. Low-Constraint toughness testing: results of a round robin on a draft SE(T) test procedure, Proceedings of the ASME Pressure Vessel and Piping Conference, Paris, France, July 14-18, 2013.

[71] Zhu XK, Leis BN. Application of constraint-corrected J-R curve to fracture analysis of pipelines, Journal of Pressure Vessel and Technology, 2006, 128: 581-589.

[72] Zhu XK, McGaughy T, Orth F, Jennings J. Review of low-constraint fracture resistance testing with SENT specimens, Proceedings of the ASME 33rd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, San Francisco, California, June 8-13, 2014.

[73] Cravero S, Ruggieri C. Evaluation of crack growth resistance curves for pipeline steels using constraint designed fracture specimens, Proceedings of the 6th International Pipeline Conference, Calgary, Alberta, Canada, September 25-29, 2006.

[74] Cravero S, Ruggieri C. Estimation procedure of J-Resistance curves for SE(T) fracture specimens using unloading compliance, Engineering Fracture Mechanics, 2007; 74: 2375-2757

[75] Ruggieri C. Further results in J and CTOD estimation procedures for SE(T) fracture specimens – Part I: homogeneous materials, Engineering Fracture Mechanics, 2012; 79: 245-265.

[76] Mathias LLS, Sarzosa DFB, Ruggieri C. Effects of specimen geometry and loading mode on crack growth resistance curves of a high-strength pipeline girth weld, International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2013; 111-112: 106-119.

[77] ExxonMobil Upstream Research Company, Measurement of Crack-Tip Opening Displacement (CTOD) Fracture Resistance Curves Using Single-Edge Notched Tension (SENT) Specimen, September 20, 2010.

[78] Tang H, et al. Development of the SENT test for the strain-based design of welded pipelines, Proceedings of the 8th International Pipeline Conference, Calgary,



Canada, September 27 - October 1, 2010.

[79] Deng ZS, Chang CH, Wang TK. Measuring and calculating CTOD and the J-integral with a double clip gauge. *Strain*, 1980, 16: 63-67.

[80] Willoughby AA, Garwood SI. Single specimen estimate of R-curves using a double compliance technique in bending. *International Journal of Fracture*, 1981, 17: R11-R15.

[81] DNV, Offshore Standard DNV-OS-F101: Submarine Pipeline Systems, Det Norske Veritas, Norway, 2012

[82] Fonzo A, et al. Measurement of fracture resistance of pipelines for strain-based design, Proceedings of the 17th PRCI-EPRG-APIA Jointed Technical Meetings on Pipeline Research, Milan, Italy, May 11-15, 2009.

[83] Fonzo A, et al. Techniques for fracture toughness testing of offshore pipelines, Proceedings of the 28th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, Honolulu, Hawaii, May 31 – June 5, 2009

[84] BS 8571:2014, Method of Test for Determination of Fracture Toughness in Metallic Materials using Single Edge Notched Tension (SENT) Specimens, British Standards Institution, December 2014.

[85] DNV Recommended Practice DNV-RP-F108. Fracture Control for Pipeline Installation Methods Introducing Cyclic Plastic Strain, Det Norske Veritas, Norway, January 2006.

[86] Ahmad J, Papaspyropoulos V, Hopper AT. Elastic-plastic analysis of edge-notched panels subjected to fixed grip loading, *Engineering Fracture Mechanics*, 1991; 38: 283-294.

[87] BS 7448-1, Fracture Mechanics Toughness Tests – Part 1: Method for Determination of  $K_{Ic}$ , critical CTOD and Critical J Values of Metallic Materials, British Standards Institution, 1991.

[88] BS 7448-2, Fracture Mechanics Toughness Tests – Part 2: Method for Determination of  $K_{Ic}$ , critical CTOD and Critical J Values of Welds in Metallic Materials, British Standards Institution, 1997.

[89] BS 7448-4, Fracture Mechanics Toughness Tests – Part 4: Method for Determination of Fracture Resistance Curves and Initiation Values for Stable Crack

Extension in Metallic Materials, British Standards Institution, 1997.

[90] Xian-Kui Zhu , Progress in development of fracture toughness test methods for SENT specimen- International Journal of Pressure Vessels and Pipe, 2017 - 1-19.

[91] Sullivan AM. New specimen design for plane-strain fracture toughness tests. Mater Res Stand 1964;4:20e4

[92] Srawley JE, Jones MH, Gross B. Experimental determination of the dependence of crack extension force on crack length for a single-edge-notch tension specimen. 1964. NASA TN-D-2396.

[93] Srawley JE, Brown WF. Fracture toughness testing. 1965. NASA TN D-2599.

[94] Tada H, Paris PC, Irwin GR. The stress analysis of cracks handbook. Hellertown, PA, USA: Del Research Corporation; 1973