

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
Escola de Engenharia

Programa de Pós Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais

PPGEM

***COMPORTAMENTO À FRATURA DE DEFEITOS CIRCUNFERENCIAIS EM
DUTOS SUBMARINOS INSTALADOS POR BOBINAMENTO***

GENARO ZANON

Dissertação para obtenção do Título de
Mestre em Engenharia
Especialidade Engenharia de Inspeção de Equipamentos.

Porto Alegre
2009

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
Escola de Engenharia

Programa de Pós Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais

PPGEM

***COMPORTAMENTO À FRATURA DE DEFEITOS CIRCUNFERENCIAIS EM
DUTOS SUBMARINOS INSTALADOS POR BOBINAMENTO***

GENARO ZANON
Engenheiro Metalúrgico

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e dos Materiais - PPGEM, como parte dos requisitos para a obtenção do título de Mestre em Engenharia, Especialidade Engenharia de Inspeção de Equipamentos.

Porto Alegre
2009

Esta dissertação foi julgada adequada para obtenção do título de Mestre em Engenharia, Especialidade Engenharia de Inspeção de Equipamentos e aprovada em sua forma final, pelo orientador e pela Banca Examinadora do Programa de Pós-Graduação.

Orientador: Prof. Dr. Telmo Roberto Strohaecker

Co-orientador: Msc. Petrônio Zumpano Junior

Banca Examinadora:

Dr. Alexander Hiroshi Kasama, CENPES/Petrobras

Dr. Eduardo Hippert Junior, CENPES/Petrobras

Dr. Giovanni Dalpiaz, CENPES/Petrobras

Prof. Dr. Carlos Pérez Bergmann

Coordenador do PPGEM

Dedico esta dissertação à minha família

AGRADECIMENTOS

Aos Colegas Eduardo Hippert, Marcelo Fonseca e Daniel Adolpho pela grande ajuda nos ensaios realizados no laboratório de ensaios mecânicos CENPES/TMEC.

Ao Colega Leandro Pereira Costa pela ajuda nos ensaios realizados no LAMEF/UFRGS.

E também aos engenheiros Petrônio Zumpano Junior e Tiago Kaspary SEQUI/CI pela motivação e apoio na realização deste trabalho.

SUMÁRIO

SUMÁRIO.....	I
LISTA DE FIGURAS	III
LISTA DE TABELAS	V
RESUMO	VI
ABSTRACT	VII
1.0 INTRODUÇÃO.....	1
2.0 REVISÃO BIBLIOGRAFICA.....	3
2.1 Linha de Dutos Submarinos	3
2.2 Método Bobinamento (Reel Method).....	5
2.3 Mecânica da Fratura Linear Elástica	7
2.3.1 Conceitos Básicos.....	7
2.3.2 Balanço de Energia.....	7
2.3.3 Plasticidade na Ponta da Trinca.....	9
2.4 Mecânica da Fratura Elasto-plástica.....	10
2.4.1 Integral de Contorno de Rice.....	11
2.4.2 Integral J como Parâmetro de Fratura.....	12
2.4.3 Tearing Modulus	14
2.5 Análise de Falha usando Mecânica da Fratura Elasto-Plástica	17
2.5.1 Engineer Critical Assessment ECA – BS 7910:2005.....	17
2.6 Norma DNV-RP-F108.....	21
2.7 Corpo de Prova SENT	21
2.7.1 Equações para cálculo da Integral J em Corpos de Prova SENT	22
3.0 MATERIAIS E MÉTODOS.....	26
3.1 Ensaio de Endentação	27
3.2 Análise química & microestrutura.....	28
3.3 Ensaio de Tenacidade à Fratura - J.....	29
3.4 Ensaio de Força Motriz (<i>Crack Driving Force</i>)	29
4.0 RESULTADOS	30
4.1 Análise química e microestrutura	30

4.2	Curva tração/deformação.....	31
4.3	Tenacidade à Fratura Integral J	32
4.4	Ensaio Força Motriz (<i>Crack Driving Force</i>).....	44
4.5	Engineering Critical Assessment.....	46
5.0	DISCUSSÃO	53
6.0	CONCLUSÃO.....	55
7.0	RECOMENDAÇÕES TRABALHOS FUTUROS	56
8.0	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	57

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1	Representação esquemática do método S-lay para instalação de dutos submarinos (CHAKRABARTI, 2005).	4
Figura 2.2	Representação esquemática do método J-lay de instalação (CHAKRABARTI, 2005).....	4
Figura 2.3	Embarcação Apache para lançamento de dutos pelo método de bobinamento (APACHE TECHNIP).....	5
Figura 2.4	Esquema mostrando tensões e deformações impostas durante o processo de bobinamento (DNV-RP-F108, 2006).	6
Figura 2.5	Descrição esquemática da distribuição de tensões na ponta da trinca (PEREZ, 2004).	10
Figura 2.6	Singularidade HRR, (Anderson 1995).	13
Figura 2.7	Curva de resistência J para materiais dúcteis, (PEREZ 2004).	14
Figura 2.8	Curva J-R mostrando o ponto de iniciação do cisalhamento dúctil.	15
Figura 2.9	Figura mostrando diferentes tendências de curvas de resistência.	16
Figura 2.10	Diagrama FAD mostrando as linhas de avaliação para os diferentes níveis, [Engineering Critical Analysis - BS 7910:2005].	18
Figura 2.11	Exemplo de diagrama FAD para o nível 3B mostrando um lócus de avaliação com diferentes deltas de propagação estável de trinca.....	20
Figura 2.12	Relação da Tenacidade à fratura com a geometria e nível de constricção plástica para diferentes corpos de prova e profundidade de trincas (CHIESA et al, 2001).22	
Figura 2.13	(a) Corpo de prova SENT. (b) Orientação do corpo de prova e trinca em relação ao duto. (DNV-RP-F108 2006).....	24
Figura 3.1	Rota de fabricação de dutos com costura (TenarisConfab).....	26
Figura 3.2	Ilustração mostrando posição de retirada dos corpos de prova.	27
Figura 3.3	Geometria para o ensaio de endentação ABI (HAGGAG 1989).....	27
Figura 3.4	Curva Carga versus Profundidade típica usada para obtenção dos valores de resistência mecânica (MURTY 1998).	28
Figura 3.5	Corpo de prova SENT com as dimensões utilizadas.....	29
Figura 4.1	Micrografia longitudinal mostrando microestrutura formada por bandas orientadas de ferrita e perlita.	30
Figura 4.2	Micrografia transversal mostrando microestrutura formada por bandas orientadas de ferrita e perlita.	31

Figura 4.3	Resultados dos ensaios de endentação.....	32
Figura 4.4	Máquina de ensaios Universal MTS e detalhe do ensaio de tenacidade.	32
Figura 4.5	Curva de Resistência a Propagação de Trinca.....	33
Figura 4.6	Gráfico Carga versus CMOD dos ensaios de Integral J.....	34
Figura 4.7	Resultados obtidos para o corpo de prova CP01.....	35
Figura 4.8	Resultados obtidos para o corpo de prova CP02.....	36
Figura 4.9	Resultados obtidos para o corpo de prova CP03.....	37
Figura 4.10	Resultados obtidos para o corpo de prova CP04.....	38
Figura 4.11	Resultados obtidos para o corpo de prova CP05.....	39
Figura 4.12	Resultados obtidos para o corpo de prova CP06.....	40
Figura 4.13	Resultados obtidos para o corpo de prova CP07.....	41
Figura 4.14	Resultados obtidos para o corpo de prova CP10.....	42
Figura 4.15	Fractografia CP09.....	43
Figura 4.16	Fractografia CP14.....	43
Figura 4.17	Força motriz versus deformação.....	44
Figura 4.18	Gráfico J_m versus a/w	45
Figura 4.19	Gráfico mostrando a relação entre o estiramento máximo e a razão a/w	46
Figura 4.20	Gráfico mostrando a intersecção entre a curva tensão/deformação e a curva representativa da regra de Neuber para as duas etapas de deformação.	47
Figura 4.21	Diagrama FAD e o lócus de pontos para a etapa de bobinamento.....	48
Figura 4.22	Diagrama FAD e o lócus de pontos para a etapa de alinhamento.	48
Figura 4.23	Gráfico mostrando a curva tensão/deformação e a curva representativa da regra de Neuber para as duas etapas de deformação.	49
Figura 4.24	Diagrama FAD etapa de Bobinamento para estiramento de 0,8 1,0 e 1,2 mm.	50
Figura 4.25	Ampliação da Figura 4.24.	50
Figura 4.26	Diagrama FAD etapa de Alinhamento para estiramentos de 0,8, 1,0 e 1,2 mm.	51
Figura 4.27	Ampliação da Figura 4.26.	51
Figura 4.28	Gráfico relação tamanho de defeito inicial versus estiramento máximo Δa_g .	52

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1	Constantes usadas para definir ξ_1, ξ_2, f_1, f_2	25
Tabela 3.1	Valores máximos para as frações químicas para o aço API PSL 2 X60.	28
Tabela 4.1	Composição química.	30
Tabela 4.2	Resultados dos ensaios de endentação.....	31
Tabela 4.3	Resultados dos corpos de prova ensaiados para obtenção da Curva J-R.....	33
Tabela 4.4	Dados utilizados para análise de J_m	45
Tabela 4.5	Dados de tensão e deformação adotados para a análise ECA.	47
Tabela 4.6	Dados de tensão e deformação adotados para a análise ECA para deformações de 1,2%.....	49
Tabela 4.7	Resultados das análises sob deformação de 1,2%.	52

RESUMO

O presente trabalho tem como objetivo avaliar o limite de instabilidade à fratura para dutos submarinos instalados pelo método de bobinamento (Reeling Method), determinando o estiramento máximo admissível para uso em análises de integridade estrutural através de correlações com corpos de prova SENT (Single Edge Notched Tension). A Norma DNV-RP-F108, que orienta testes e análises para controle de fratura em linhas de dutos sujeitas a ciclos de deformação plástica, recomenda 1 mm como limite para crescimento estável de trinca durante toda a etapa de instalação. Este limite tem sido questionado, visto que é apenas uma recomendação e um aumento nesse limite pode resultar em um critério de soldagem menos restritivo, evitando-se assim reparos desnecessários. Para verificar as implicações do uso de estiramentos maiores que o recomendado, foi realizado uma análise de integridade (ECA – Engineering Critical Assessment) segundo o nível 3B da BS 7910:2005 com as modificações propostas pela DNV. Para esse nível de avaliação é necessário o levantamento de curvas de resistência à fratura (J-R) do material para avaliação dos pontos de interesse, bem como curvas tensão-deformação para a confecção do diagrama FAD (Failure Assessment Diagram). Com base nas análises realizadas, foi proposto o uso de J_m (Integral J no ponto de máximo carregamento) como critério para determinação dos estiramentos máximos admissíveis, levando em consideração a profundidade do defeito e a curva de resistência a propagação de trinca J-R.

ABSTRACT

This study aims to evaluate the limit of the fracture instability for submarine pipelines installed by the Reeling Method, determining the maximum allowable ductile tearing for use in analysis of structural integrity through correlations with SENT specimens (Single Edge Notched Tension). The Standard DNV-RP-F108, which gives guidance to testing and analysis of fracture of pipelines subject to cycles of plastic deformation, recommends 1 mm as threshold for stable crack growth during the installation phase. This limit has been questioned, since it is only a recommendation and an increase in that limit can result in a less restrictive criterion for welding, thus avoiding unnecessary repairs. To check the implications of the use of tearing bigger than that, was conducted an analysis of integrity (ECA - Engineering Critical Assessment) according to the level 3B of BS 7910:2005 with the amendments proposed by DNV. For this level of assessment is needed to evaluate curves of the fracture resistance (J-R) of the material for assessment of the interest points as well the stress-strain curves for the construction of the FAD (Failure Assessment Diagram). Based on the analysis undertaken, it was proposed the use of J_m (J Integral at the maximum loading point) as a criterion for determining the maximum stable crack growth, taking into account the depth of the flaw and the crack growth resistance curve J-R.

1.0 INTRODUÇÃO

As necessidades energéticas atuais nos levam a extração de gás e petróleo em águas profundas. A expectativa de exploração da camada pré-sal bem como o Plano de Aceleração da Produção de Gás (PLANGAS) ratifica a necessidade de instalação de novas linhas de dutos submarinos para o escoamento dos insumos. Os dutos submarinos rígidos são usados nos sistemas de coleta como alternativa aos dutos flexíveis, principalmente em águas ultra-profundas. Além disso, todo o óleo produzido contém gás associado, o uso de gasodutos para exportar esse gás evita o desperdício pela queima de gás nas plataformas, já que não há como exportar o gás por navios convencionais. Por isto, é mais comum termos gasodutos de exportação do que oleodutos de exportação.

A instalação e operação destas linhas de dutos de forma segura e econômica são realizadas levando-se em consideração uma série de códigos internacionais que visam garantir sua integridade estrutural. Existem várias metodologias de instalação, uma delas é o método de bobinamento (*Reel Method*) onde grandes segmentos de dutos (Stalks) são soldados em terra e, após, enrolados em um carretel que é enviado a uma embarcação especial para posterior instalação no leito marinho. Esse método minimiza o tempo de lançamento e instalação, diminuindo os custos de instalação e contribui para a qualidade das soldas circunferenciais de união dos tubos (aproximadamente 12 metros), já que são realizadas em terra sob condições controladas. As conexões entre esses stalks são feitas através de procedimento chamado *Tie-in*, onde as extremidades da linha de dutos são levadas à superfície para soldagem destes segmentos ou para a instalação de equipamentos tais como o PLETs (*Pipeline Ends Terminals*) e PLEM (*Pipeline Ends Manifold*).

Durante as etapas de bobinamento e desbobinamento (*reeling-on e reeling-off*), o duto é submetido a deformações plásticas que, associado às discontinuidades inerentes aos processos de fabricação, podem causar crescimento destas discontinuidades por estiramento dúctil. Essa nova dimensão das discontinuidades pode tornar-se crítica durante a instalação ou durante a etapa de operação. Para avaliar a criticidade destas discontinuidades, frente aos ciclos de deformação plástica, é recomendada uma avaliação

critérioriosa usando a metodologia proposta pela BS7910. A análise de integridade, também referida como *Engineering Critical Assessment* (ECA), para um duto típico é focada em dois problemas: falha por fratura ou colapso plástico e crescimento de trincas subcríticas por fadiga.

O objetivo primário de um ECA de instalação é estabelecer critérios de aceitação de soldagem. Para se determinar o tamanho das descontinuidades iniciais máximo, é feita uma análise de tamanho crítico para operação levando em consideração o crescimento subcrítico por fadiga. Assim, sabendo-se o crescimento subcrítico por fadiga infere-se o tamanho inicial aceitável. O processo de instalação por *reeling*, devido às grandes deformações impostas, pode promover um crescimento subcrítico por cisalhamento dúctil. Assim o critério de aceitação de soldagem será tal que as descontinuidades de soldagem mais o crescimento por cisalhamento dúctil durante o processo de bobinamento, desbobinamento, seja considerado como o tamanho de descontinuidade inicial de referência para a posterior etapa de fadiga. Em ECA's cujos critérios são governados pela fase de instalação por reel, quanto maior o cisalhamento dúctil admissível (Δa_g) em cada ciclo de deformação, maior tende a ser o critério de descontinuidade inicial aceitável.

O comportamento tensão/deformação do material junto com sua geometria tem uma forte influência nesse tipo de avaliação. Para a análise estrutural de dutos submarinos, um procedimento alternativo é proposto pela Det Norske Veritas (DNV). Este procedimento (DNV-RP-F108 - *Fracture Control for Pipeline Installation Methods Introducing Cyclic Plastic Strain*) usa valores de tenacidade à fratura e de resistência à propagação de trincas a partir de corpos de prova que representam mais fielmente o campo de tensões nas proximidades de defeitos circunferenciais em dutos. Este procedimento torna a avaliação de integridade estrutural mais confiável e com um menor grau de conservadorismo quando comparado as avaliações realizadas segundo procedimento padrão da BS (British Standard).

2.0 REVISÃO BIBLIOGRAFICA

2.1 Linha de Dutos Submarinos

Linhas de dutos submarinos são usadas como meio de escoamento e produção de óleo e gás desde os anos 60. Para o caso de óleo, oleodutos são uma alternativa segura e econômica quando comparada ao escoamento através de navios petroleiros, já para o gás, a única forma de escoamento economicamente viável é através de gasodutos submarinos, rígidos ou flexíveis. Com o advento das descobertas de petróleo sob lâminas d'água cada vez maiores, o projeto e a seleção de materiais para a confecção destas linhas de dutos, bem como sua instalação, representam um desafio de engenharia. No Brasil a Petrobras demanda grande esforço para consolidar as técnicas e procedimentos de engenharia referentes à tecnologia de dutos submarinos.

A instalação das linhas de dutos e suas conexões com as plataformas são de grande complexidade. Os tipos de embarcações utilizados e os métodos de instalação variam de acordo com as características de cada projeto. Serão abordados aqui os principais métodos de instalação dando ênfase no método de bobinamento, que será abordado no escopo deste trabalho.

S-lay - É um método de instalação onde o duto parte de uma posição horizontal na embarcação e adquire uma forma característica em “S” até tocar o fundo do mar. Os tubos, de aproximadamente 12 e 24 metros, são soldados na embarcação em uma linha de trabalho que contempla soldagem e inspeção por END (ensaios não destrutivos: raios-x, ultra-som convencional e ultra-som automatizado). Os tubos de 24 metros são chamados de Double joints, sendo estes soldados em terra ou na própria embarcação, porém fora da linha principal de lançamento do duto. A embarcação move-se para frente liberando segmentos de dutos pela parte traseira da embarcação.

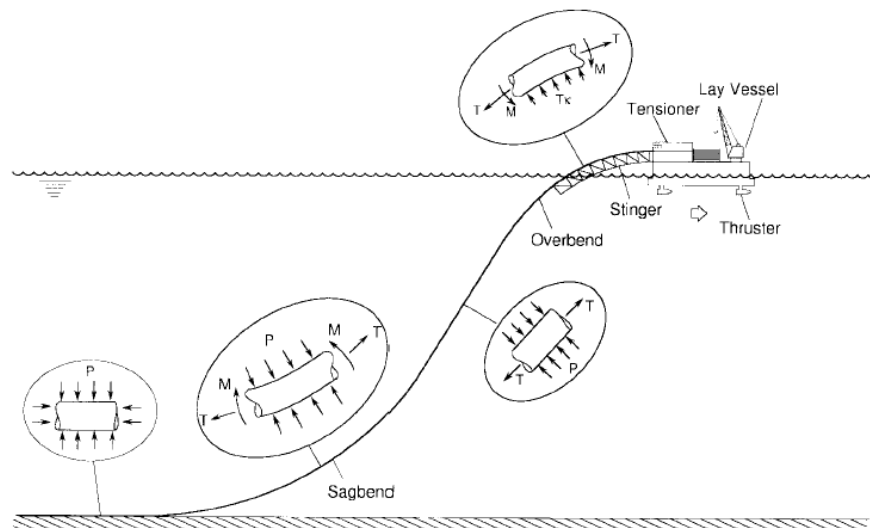


Figura 2.1 Representação esquemática do método S-lay para instalação de dutos submarinos (CHAKRABARTI, 2005).

J-lay – Consiste no lançamento da linha de dutos a partir da posição vertical. Geralmente as embarcações são compostas de apenas uma estação de soldagem e inspeção, diferentemente do método S-lay onde temos estações de soldagem, inspeção, reparos e acabamento em série. A limitação para esse tipo de lançamento é a carga necessária para sustentar o peso da coluna de duto.

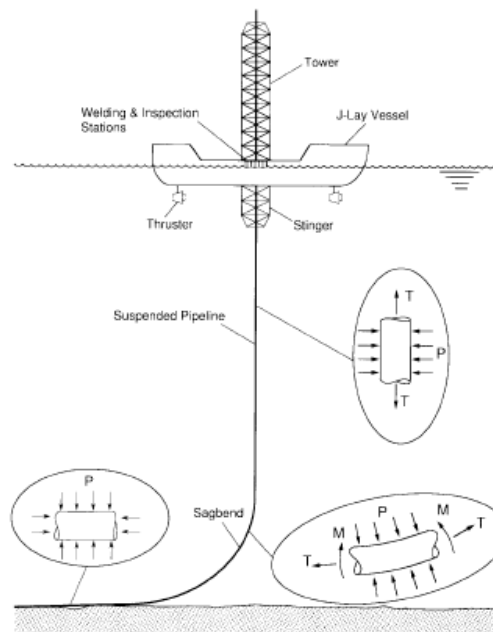


Figure 2.19 Schematic representation of J-lay pipeline installation and associated pipeline loading.

Figura 2.2 Representação esquemática do método J-lay de instalação (CHAKRABARTI, 2005).

2.2 Método Bobinamento (Reel Method)

O método de instalação por bobinamento é uma maneira eficiente de instalação de linhas de dutos submarinos. O método consiste no bobinamento em um carretel de uma linha de dutos composta por grandes segmentos de dutos soldados em terra, denominados stalks, para posterior desbobinamento em alto mar. Estes carretéis são transportados em embarcações especiais, como mostrado na Figura 2.3. Este método diminui o tempo de instalação das linhas de dutos já que, dependendo do diâmetro do duto, podem-se instalar quilômetros de dutos a velocidades superiores a dois nós (CHAKRABARTI, 2005). Porém, durante esse processo o duto é submetido a ciclos de deformações plásticas que podem interagir com discontinuidades nas juntas soldadas, acarretando em fratura ou crescimento subcrítico dúctil, além de promover um envelhecimento do material por encruamento, o que diminui sua tenacidade.



Figura 2.3 Embarcação Apache para lançamento de dutos pelo método de bobinamento (APACHE TECHNIP).

O nível de deformação plástica ao qual o duto é submetido é função do raio do carretel e do diâmetro do duto a ser instalado. O raio de carretel é característico para cada tipo de embarcação. Desta forma há uma limitação do diâmetro de duto para cada embarcação em função das deformações impostas e a resistência mecânica do duto.

A Figura 2.4 mostra um exemplo das deformações e tensões a que os dutos estão sujeitos. As coordenadas mostram as etapas do processo e as deformações impostas nas duas geratrizes, superior (12h) e inferior (6h). Durante o bobinamento, a geratriz superior sofre tração e a inferior compressão, invertendo o sentido nas operações subsequentes.

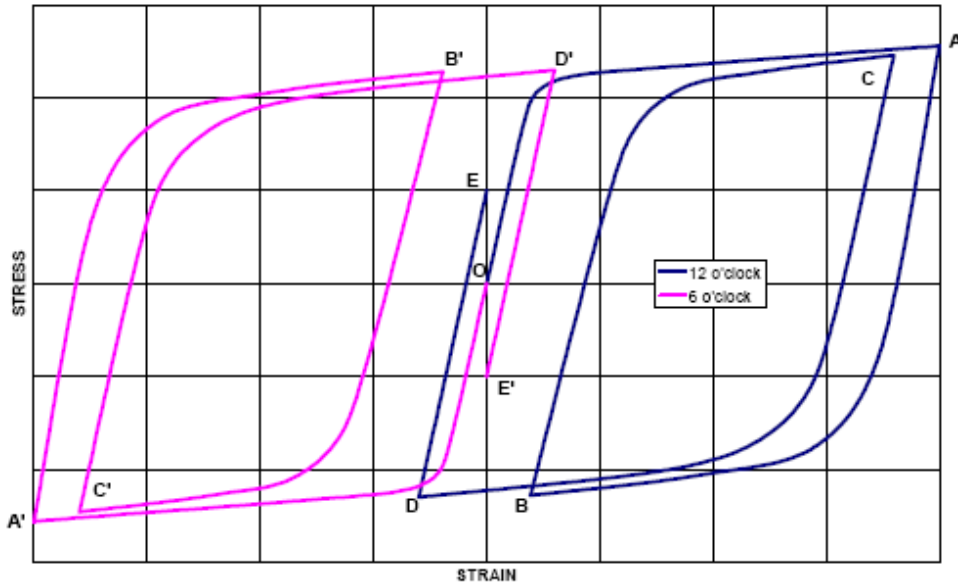


Figura 2.4 Esquema mostrando tensões e deformações impostas durante o processo de bobinamento (DNV-RP-F108, 2006).

- **O - A, A'**: Bobinamento
- **A, A' - B, B'**: Desbobinamento
- **B, B' - C, C'**: Alinhador
- **C, C' - D, D'**: Retificador (Straightener).

A etapa de retificação consiste em retirar a curvatura remanescente do duto após a saída do alinhador.

2.3 Mecânica da Fratura Linear Elástica

Nesta seção será feita uma revisão dos conceitos da mecânica da fratura linear elástica (MFLE) que são amplamente utilizados como uma ferramenta analítica para predição de fratura sob condições frágeis. Assim, para as equações da MFLE serem válidas, apenas uma limitada quantidade de deformação plástica é permitida no processo de fratura.

2.3.1 Conceitos Básicos

Existem duas metodologias básicas para prever fratura frágil sob condições predominantemente linear-elásticas. A primeira é baseada no balanço de energia que estabelece as condições necessárias para a fratura. A segunda é baseada na amplitude de intensidade de tensões na ponta da trinca que atingem um nível crítico para que ocorra a fratura. Ambas as metodologias admitem apenas uma pequena quantidade de plasticidade quando são aplicadas a materiais metálicos.

2.3.2 Balanço de Energia

Esta teoria é baseada no trabalho pioneiro de Griffith (SAXENA apud GRIFFITH 1997) com importantes modificações feitas por Orowan e Irwin (SAXENA apud OROWAN, IRWIN 1997). Se considerarmos uma trinca de área A em um corpo deformável sujeito a um carregamento arbitrário, o balanço de energia nos mostra que:

$$\dot{W} = \dot{U} + \dot{K}_E + 2\gamma_s \dot{A} \quad 2.1$$

Onde W é o trabalho exercido pelo carregamento externo, U é o aumento da energia elástica, U_e , energia elástica de um corpo trincado mais a energia necessária para realizar trabalho de deformação plástica, U_p , a energia que acompanha a fratura; K_E é igual a energia cinética do corpo e γ_s é a energia por unidade de área requerida para o crescimento de trinca. Se assumirmos que o carregamento não é dependente do tempo e que a contribuição da energia cinética pode ser desconsiderada no momento da fratura, podemos escrever:

$$\frac{\partial}{\partial t} = \frac{\partial A}{\partial t} \frac{\partial}{\partial A} = \dot{A} \frac{\partial}{\partial A} \quad 2.2$$

Substituindo a equação 2.2 em 2.1, temos:

$$\frac{\partial W}{\partial A} = \left(\frac{\partial U_e}{\partial A} + \frac{\partial U_p}{\partial A} \right) + 2\gamma_s$$

Ou

$$\frac{\partial W}{\partial A} - \frac{\partial U_e}{\partial A} = \frac{\partial U_p}{\partial A} + 2\gamma_s \quad 2.3$$

O primeiro termo do lado direito da Equação 2.3 também é um termo de energia dissipativa como γ_s . Assim, podemos representar $\partial U_p / \partial A$ por $2\gamma_p$ e assim escrever $\gamma_s + \gamma_p = \gamma$. Assim obtemos:

$$\frac{\partial W}{\partial A} - \frac{\partial U_e}{\partial A} = 2\gamma$$

Ou

$$\frac{\partial}{\partial A} (W - U_e) = 2\gamma \quad 2.4$$

As equações acima afirmam que só ocorrerá fratura quando a diferença entre o trabalho exercido pelas forças externas e o aumento da energia do corpo forem suficientes para fornecer a energia requerida para a fratura. A energia de fratura é a soma das energias plástica de deformação e a energia necessária para a formação de novas superfícies de fratura. Para materiais metálicos, a energia de superfície é um termo muito pequeno em comparação ao termo da energia plástica. O termo do lado direito da Equação 2.4 é chamada de força motriz para crescimento de trinca de Griffith, G , porque pode ser determinada independentemente do lado esquerdo da equação. Quando esse valor é menor que 2γ , este representa a tendência para que a fratura ocorra, quando esse valor é igual ou maior, ocorre fratura.

2.3.3 Plasticidade na Ponta da Trinca

A Equação 2.6 nos leva a um estado onde a tensão tende ao infinito na ponta da trinca, porém materiais reais possuem estrutura atômica, e o raio mínimo na ponta da trinca é da ordem da distância interatômica. Isto limita as tensões na ponta da trinca. Com maior relevância, materiais estruturais deformam plasticamente acima da tensão de escoamento gerando uma zona plástica no entorno da ponta da trinca.

De acordo com o método de Westergaard (JANSSEN apud WESTERGAAARD, 2006) para a definição do parâmetro de intensidade de tensões, a tensão ao longo do eixo x fica sendo:

$$\sigma_x = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right) \quad 2.5$$

Ao longo do eixo x, o ângulo θ torna-se igual a zero e a expressão para σ_y na Equação 2.5 torna-se:

$$\sigma_y = \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi a}} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \quad 2.6$$

Substituindo σ_y por σ_{ys} na Equação 2.6 podemos ter uma aproximação do raio da zona plástica ponta da trinca.

$$r_Y = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad 2.7$$

Assumindo como uma primeira aproximação do tamanho da zona plástica ao longo do eixo x, r_y corresponde ao diâmetro de uma zona plástica circular, conforme mostrado na Figura 2.5 onde também é mostrada a distribuição de tensões em função da distância horizontal a partir da ponta da trinca.

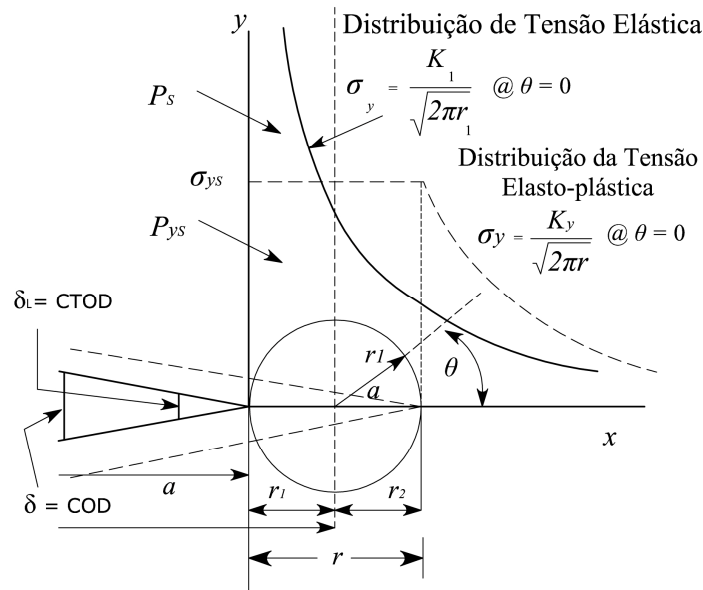


Figura 2.5 Descrição esquemática da distribuição de tensões na ponta da trinca (PEREZ, 2004).

2.4 Mecânica da Fratura Elasto-plástica

Na intenção de estender os conceitos da mecânica da fratura a condições onde a plasticidade não implique em limitações, é importante levar em consideração as lições aprendidas no desenvolvimento da MFLE. Abaixo serão enumeradas as razões para que o K caracterize com grande sucesso o processo de fratura sob condições linear-elásticas:

- K caracteriza unicamente o campo de tensões na ponta da trinca em uma região suficientemente grande em comparação com a região onde os danos em escala microscópica ocorrem, essa região é chamada de zona de processo de fratura.
- K caracteriza unicamente o tamanho e a forma da zona plástica na ponta da trinca. Em outras palavras, dois corpos sujeitos a um mesmo K apresentarão tamanho de zona plástica e formas idênticas.
- K , através de sua relação única com G , também caracteriza a taxa de liberação da energia de deformação durante o crescimento de trinca. Para fratura sob condições de deslocamento fixas, a liberação de energia de deformação é usada para fornecer a energia requerida para haver deformação plástica e também a criação de novas superfícies de fratura.

Na busca de uma nova metodologia para caracterizar fratura sob condições elasto-plásticas e totalmente plásticas, é razoável procurar por um parâmetro que satisfaça essas mesmas condições. O parâmetro escolhido para aplicação neste trabalho é o parâmetro conhecido com Integral J.

2.4.1 Integral de Contorno de Rice

Rice et al (Rice, J.R. 1968) desenvolveu os conceito de integral J em meados da década de 60 criando uma metodologia de análise de tenacidade à fratura baseada em balanço de energia, contrastando com a metodologia desenvolvida na Europa baseado em critérios físicos, o *Crack Tip Open Displacement* (CTOD) (Wells, A.A. 1962).

Baseado no conceito de energia, Rice formulou J como uma integral de linha de caminho independente com valor igual ao decréscimo da energia potencial por incremento de crescimento de trinca em materiais linear ou não linear elásticos. Esta independência de caminho implica que J pode ser visto como uma medida da intensidade de tensões e deformações na extremidade de entalhes e trincas. Assim a integral J pode ser vista tanto como um parâmetro de energia, comparável com o G (Griffith), quanto com um fator de intensidade de tensões comparável com o K.

Primeiramente J será abordado como sendo a taxa de liberação de energia não-linear para, em seguida, mostrar uma derivação que expressa essa taxa de liberação de energia com sendo uma integral de linha e mostrará também que essa integral de linha é independente do caminho.

A energia total de uma placa infinita carregada elasticamente é dada por:

$$U = U_0 + U_a + U_\gamma - F \tag{2.8}$$

Onde U_0 é a energia total da placa e do sistema de carregamento antes da introdução de uma trinca, U_a é a variação da energia elástica da placa causada pela introdução de uma trinca (A energia elástica do sistema diminui com a introdução de uma trinca), U_γ é a variação da energia superficial da placa através da introdução de uma trinca e F é o trabalho realizado pelo sistema de carregamento durante a introdução da trinca.

A equação 2.8 foi considerada apenas para um comportamento linear elástico. Uma importante consequência da validação da equação 2.8 é que sob certas restrições, o comportamento não linear elástico pode ser usado para modelar um comportamento

plástico de um material. Isto é conhecido como teoria de deformação da plasticidade. A principal restrição é que não pode haver descarregamento em nenhuma parte do corpo já que a porção plástica da deformação é irreversível.

Apenas uma parte da energia total U é capaz de realizar trabalho, deformando o material. Esta parte será designada por U_p .

$$U_p = U_0 + U_a - F \quad 2.9$$

A energia disponível em um material linear elástico por unidade de uma nova área de trinca foi derivada para uma placa com uma trinca central de comprimento $2a$ e incremento de comprimento de trinca $d(2a)$ e designada como taxa de liberação de energia G (Equação 2.10).

$$G = -\frac{dU_p}{d(2a)} = \frac{d}{d(2a)}(F - U_a) \quad 2.10$$

Iremos considerar uma trinca de canto em um prisma carregado axialmente e um sistema não linear elástico, assim:

$$J = -\frac{dU_p}{da} = \frac{d}{da}(F - U_a) \quad 2.11$$

A Equação 2.11 nos dá a definição energética de J , ou seja, J é derivada em relação ao tamanho de trinca da diferença entre o trabalho realizado e variação da energia elástica presente no sistema.

2.4.2 Integral J como Parâmetro de Fratura

A partir do trabalho realizado por Hutchinson (HUTCHINSON 1968) e independentemente por Rice e Rosengren (RICE 1968), as tensões e deformações na ponta de uma trinca podem ser expressas em termos de J de acordo com a assim chamada solução HRR:

$$\sigma_{ij} = \sigma_0 \left(\frac{E}{\alpha \sigma_0^2 I_n} \frac{J}{r} \right)^{\frac{1}{n+1}} \bar{\sigma}_{ij}(\theta, n) \quad 2.12$$

$$\varepsilon_{ij} = \alpha \frac{\sigma_0}{E} \left(\frac{E}{\alpha \sigma_0^2 I_n} \frac{J}{r} \right)^{\frac{n}{n+1}} \bar{\varepsilon}_{ij}(\theta, n)$$

Eles assumiram um material com encruamento segundo uma relação de potência, ou seja, a relação entre a tensão uniaxial σ e a deformação ε é dada por $y = Ax^B$ e conhecida como relação de Ramberg-Osgood, Equação 2.13.

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^\eta \quad 2.13$$

Onde α é uma constante adimensional, $\varepsilon_0 = \sigma_0/E$ com σ_0 usualmente igual a tensão de escoamento e η é o expoente de encruamento.

As equações 2.12 implicam que o campo tensão/deformação na proximidade da ponta da trinca é completamente caracterizado pelo parâmetro único J. Para geometrias diferentes, mas com idêntico valor de J, esperam-se os mesmos valores de tensão e deformação na ponta da trinca e, assim, uma resposta idêntica.

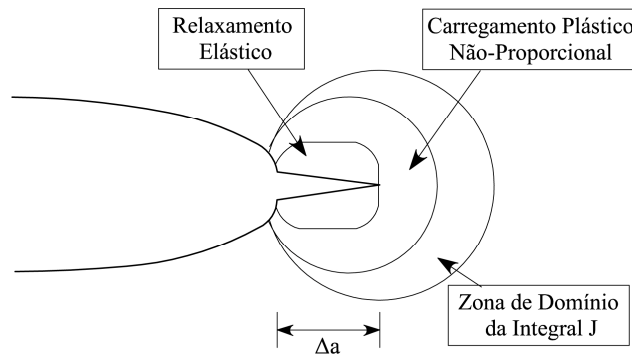


Figura 2.6 Singularidade HRR, (Anderson 1995).

Desta maneira, J pode ser considerado como sendo um parâmetro único da mecânica da fratura para um regime elasto-plástico análogo ao K para o regime linear elástico.

2.4.3 Tearing Modulus

Além da definição da integral J como parâmetro de tenacidade à fratura, para materiais de grande ductilidade se faz necessário acrescentar mais informações que caracterizem o comportamento do material frente a solicitações mecânicas. Uma dessas informações adicionais é o Módulo de Cisalhamento, ou *Tearing Modulus*.

Aqueles materiais que exibem uma apreciável plasticidade durante a fratura, usualmente mostram um crescimento lento e estável de trinca antes desta. O crescimento estável de trinca começa em J_{IC} , mas um crescimento posterior da tensão aplicada é necessário para manter este crescimento de trinca. A curva de resistência nestes materiais é representada por J-R Curve (Figura 2.7). A força motriz é J_I . Os critérios para que ocorra crescimento de trinca são:

$$\frac{dJ}{da} < \frac{dJ_R}{da} \quad \text{para crescimento estável.} \quad 2.14$$

$$\frac{dJ}{da} \geq \frac{dJ_R}{da} \quad \text{para crescimento instável.} \quad 2.15$$

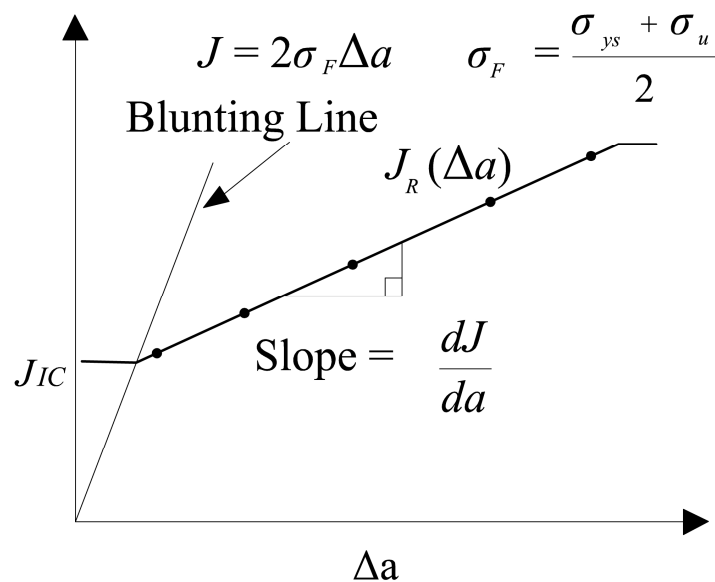


Figura 2.7 Curva de resistência J para materiais dúcteis, (PEREZ 2004).

Paris et al (PARIS 1979) propôs um Módulo de Cisalhamento Dúctil adimensional T_R definido pela multiplicação da equação 2.15 por E/σ_{ys}^2 e assim:

$$\frac{E}{\sigma_{us}^2} \frac{dJ}{da} = \frac{E}{\sigma_{ys}^2} \frac{dJ_R}{da} \quad 2.16$$

$$T_R = \frac{E}{\sigma_{ys}^2} \frac{dJ}{da} \quad 2.17$$

De fato, T_R é a resistência ao crescimento de trinca. dJ/da é a inclinação da curva de resistência $J-\Delta a$ no regime de crescimento estável de trinca e a Tenacidade à Fratura é denotada por J_{IC} , onde este é o ponto onde se inicia o estiramento, como indicado na Figura 2.8.

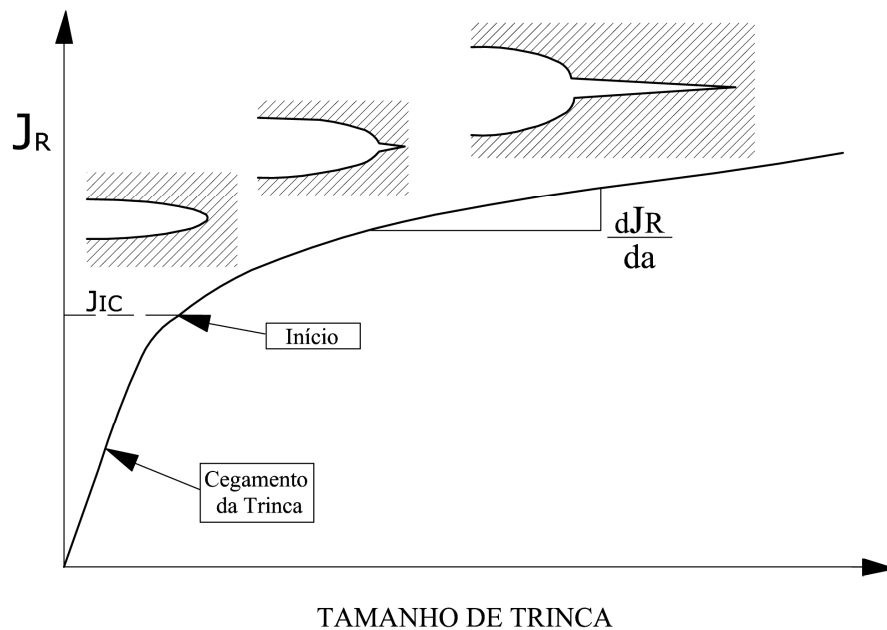


Figura 2.8 Curva J-R mostrando o ponto de iniciação do cisalhamento dúctil.

Crescimento Estável de Trinca (Stable Crack Growth)

Para materiais que apresentam crescimento estável de trinca se mostra conservador usar J_{IC} como medida de resistência. Como exemplo, podemos citar uma análise de integridade pela norma BS 7910 Nível 2B. O valor de J_{IC} é utilizado como limite de

tenacidade do material (K_{mat}). Assim, por essa metodologia, considera-se que o componente entrará em colapso quando esse valor limite for atingido. Porém, ao admitir-se certo crescimento estável de trinca, como em uma análise Nível 3B, o valor de resistência à propagação de trinca aumenta com esse crescimento de trinca. Ou seja, após um determinado crescimento estável, a razão entre a tenacidade do material e o K resultante do carregamento aplicado torna-se aceitável no diagrama FAD. Isto ocorre por que a curva J-R para muitos materiais apresenta uma forte inclinação, com apenas alguns milímetros de crescimento estável de trinca o valor de J é duas ou três vezes maiores que J_{IC} . Essas metodologias de análise serão apresentadas mais detalhadamente na seqüência do trabalho.

Dependendo do material, geometria e condições de carregamento, uma instabilidade dúctil pode ocorrer após certo crescimento de trinca justificando os esforços de estudo para a previsão de colapso. Na Figura 2.9 são mostrados dois comportamentos distintos: materiais que apresentam uma curva de resistência plana e materiais com curva de resistência crescente. A curva de resistência plana apresenta um valor único de taxa de liberação de energia limite. Já nas curvas crescentes de resistência, a taxa de liberação de energia não é única, depende da curva de força motriz, que por sua vez depende da configuração de carregamento e da estrutura. Nos ensaios realizados em corpos de prova SENT a inclinação da curva de resistência é ainda mais pronunciada, indicando uma grande resistência à propagação de trinca.

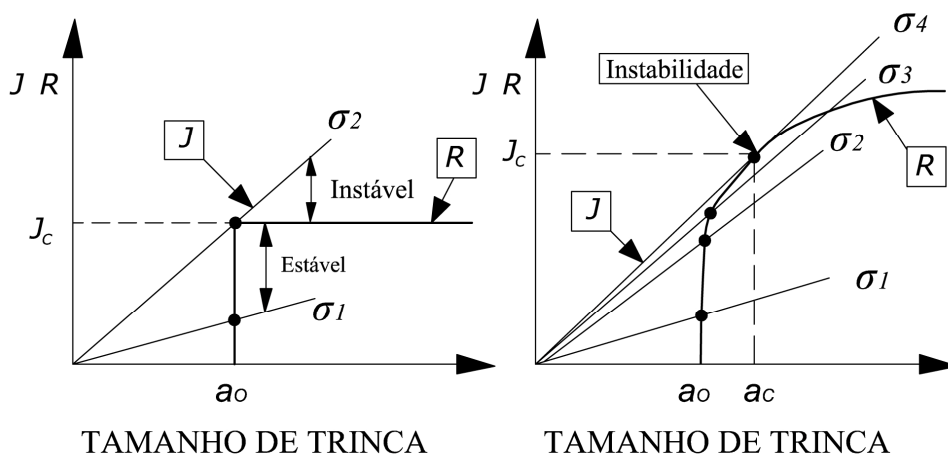


Figura 2.9 Figura mostrando diferentes tendências de curvas de resistência.

2.5 Análise de Falha usando Mecânica da Fratura Elasto-Plástica

Quanto se trabalha com estruturas e ou componentes que apresentam defeitos, inerentes ao processo de fabricação ou operação, se faz necessária uma avaliação criteriosa destes defeitos para uma operação segura. Não levar em consideração os efeitos do crescimento estável de trinca nas avaliações de falha sob condições MFEP pode levar a resultados conservadores. Nas instalações de dutos submarinos essa avaliação é realizada para as juntas soldadas frente aos carregamentos impostos durante a fase de instalação e operação. A DNV-OS-F101: Apêndice A obriga a realização de uma avaliação de integridade Nível 3B, ou seja, verificar o rasgamento dúctil para comprovar a tenacidade do duto e garantir que este não venha a romper fragilmente durante o processo de bobinamento, uma questão de segurança operacional.

2.5.1 Engineer Critical Assessment ECA – BS 7910:2005

O método de análise de integridade estrutural, para o caso de instalação de dutos submarinos, recomendado pela DNV-RP-F101 é o descrito na norma BS 7910. O método é dividido em três níveis de avaliação, sendo eles:

Nível 1 – Avaliação Simplificada: Este nível desenvolve uma rota de avaliação que é aplicável quando as informações sobre as propriedades do material ou tensões aplicadas são limitadas.

Nível 2 – Avaliação Normal: Esta é a rota normal de avaliação onde são necessários dados mais completos de tensões aplicadas e propriedades mecânicas do material empregado. O Nível 2 tem ainda as subdivisões 2A e 2B.

Nível 3 – Avaliação de Cisalhamento Dúctil: Este nível é apropriado para materiais dúcteis que apresentam cisalhamento dúctil estável (*Tearing*). O nível três é dividido em três níveis 3A, 3B e 3C.

Nível 2B

A análise de Nível 2B requer um conhecimento maior das propriedades do material quando comparado aos Níveis 1 e 2A. Para a confecção do diagrama FAD é necessário conhecer a curva Tensão/Deformação verdadeira do material na temperatura de interesse. Neste nível de avaliação não é permitido qualquer crescimento estável de trinca. As

equações e procedimento utilizados por esse nível são utilizadas também pelo Nível 3 e serão apresentados na seqüência do trabalho.

Nível 3B – Cisalhamento Dúctil

O procedimento usado para esse nível produz uma avaliação mais detalhada e mais realista que a dos níveis 1 e 2. O diagrama de avaliação de falha ou FAD (*Failure Assessment Diagram*) é um diagrama que utiliza duas grandezas, uma referente ao colapso plástico e outra referente ao colapso por fratura, para avaliar se o componente está em uma situação segura ou não. Através desse procedimento é possível também determinar o tamanho de defeito admissível para um determinado carregamento. O FAD recomendado para esse nível de avaliação é o mesmo utilizado para o nível 2B, sendo necessário obter-se a curva tensão-deformação do material para determinar a linha de avaliação $K_r = f(L_r, \sigma_Y, \varepsilon_{ref})$. A seguir são apresentadas as equações usadas para a linha de avaliação.

$$\text{a) para } L_r < L_{r \max}: \quad \sqrt{\delta_r} \quad \text{ou} \quad K_r = \left(\frac{E\varepsilon_{ref}}{L_r \sigma_Y} + \frac{L_r^3 \sigma_Y}{2E\varepsilon_{ref}} \right)^{-0.5} \quad 2.18$$

$$\text{b) para } L_r > L_{r \max}: \quad \sqrt{\delta_r} \quad \text{ou} \quad K_r = 0 \quad 2.19$$

Onde, ε_{ref} é a deformação verdadeira obtida através de correlação com a curva de tração uniaxial a um dado valor de tensão verdadeira $L_r \sigma_Y$. Na Figura 2.10 é mostrada uma curva FAD com as linhas de avaliação para os diferentes níveis de avaliação.

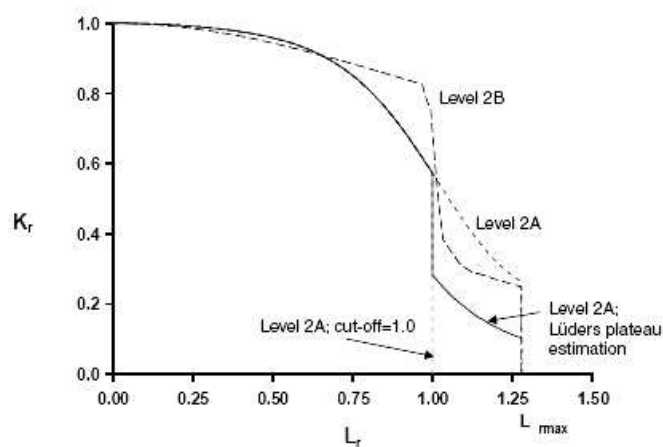


Figura 2.10 Diagrama FAD mostrando as linhas de avaliação para os diferentes níveis, [Engineering Critical Analysis - BS 7910:2005].

A razão de fratura mostrada no eixo das abscissas da Figura 2.10 é a razão entre o fator de intensidades de tensões aplicado na estrutura K_I , que é função do nível de tensões e tamanho de defeito e a tenacidade à fratura limite do material K_{mat} .

$$K_r = \frac{K_I}{K_{mat}} \quad 2.20$$

A razão de tensões L_r , mostrada no eixo das coordenadas da Figura 2.10 é a razão entre a tensão efetiva aplicada a estrutura e a tensão de escoamento do material.

$$L_r = \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_Y} \quad 2.21$$

No diagrama FAD, K_r representa a possibilidade de colapso por falha instável e L_r representa a possibilidade colapso plástico. Pontos de interesse compostos pelos resultados das análises (K_r e L_r) para um dado nível de tensão aplicado e tamanho de defeito que estiverem contidos entre as linhas de L_r e linha de avaliação (Equação 2.20 e 2.21) não representam perigo a estrutura. Pontos fora desse intervalo são tidos como inaceitáveis e deve-se proceder com o reparo do defeito ou diminuição do nível de tensões.

É necessário, ainda, calcular um limite máximo para que não haja colapso plástico, ou seja, é necessário calcularmos $L_{r\max}$.

$$L_{r\max} = \frac{\sigma_Y + \sigma_u}{2\sigma_Y} \quad 2.22$$

Como no nível 3B é permitida certa quantidade de deformação plástica e com isso propagação estável de trinca, é feita uma análise iterativa, pois com o aumento do tamanho de trinca por cisalhamento dúctil, há um considerável aumento na tenacidade à fratura do material, como mostrado na Figura 2.7. Assim, apesar do fator intensidade de tensões (K aplicado ou força motriz) aumentar, a resistência a propagação da trinca também aumenta com o crescimento da trinca, diminuindo a razão K_r .

Assim, em uma primeira análise, um ponto composto pela tensão atuante; tamanho de defeito (Δa_1 na Figura 2.11), que resulta em um K_r e um L_r no diagrama FAD, pode ser considerado inaceitável, mas permitindo-se certo crescimento de trinca há um acréscimo na resistência a propagação de trinca, mesmo com o aumento da força motriz e

assim o novo ponto (Δa_2) é obtido e o defeito passa a ser aceitável. Este processo é ilustrado na Figura 2.11, onde temos um diagrama FAD e um lócus de pontos onde o primeiro ponto Δa_1 está no campo inaceitável, ou seja, a razão entre a força motriz (K ou J) e a resistência a propagação de trinca adotada (K_{mat}) é maior que um (1). Permitindo o crescimento estável de trinca, por mecanismos dúcteis de propagação, a força motriz aumenta, mas a resistência a propagação de trinca aumenta numa razão maior, resultando em uma relação de K_r e L_r que se enquadra na região aceitável.

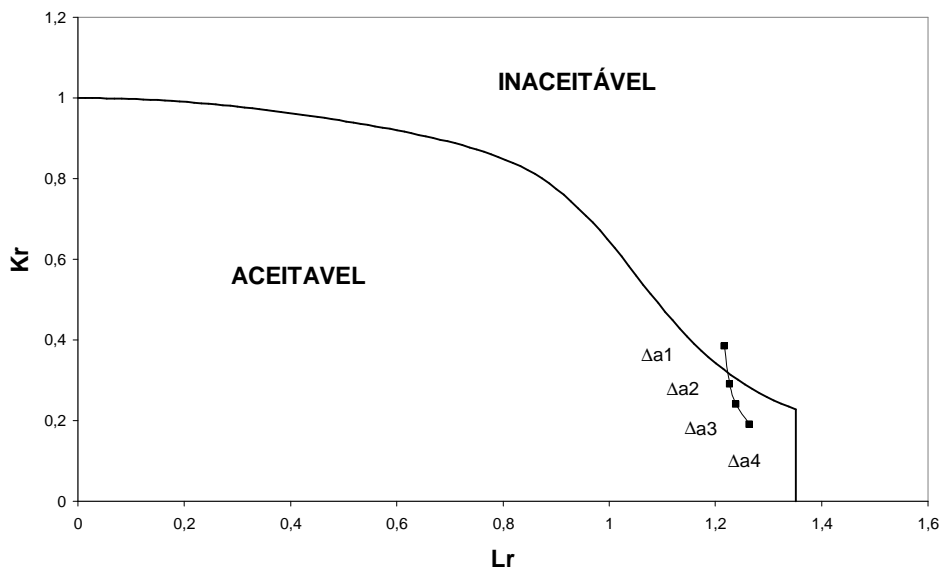


Figura 2.11 Exemplo de diagrama FAD para o nível 3B mostrando um lócus de avaliação com diferentes deltas de propagação estável de trinca.

Comparando-se as análises realizadas segundo os níveis 2B e 3B, fica evidente que o uso de uma análise de nível 3B, baseada em dados mais completos do material e beneficiando-se do aumento da resistência à propagação de trinca pelo cisalhamento na ponta da trinca, traz benefícios e adota critérios de aceitação de discontinuidades menos restritivos. Assim para o caso de dutos a serem instalados pelo método de bobinamento, os quais possuem grande tenacidade, a análise Nível 3B e valores de tenacidade obtidos a partir de corpos de prova SENT, proporcionam critérios de soldagem menos restritivos, evitando em muitos casos o retrabalho para retirar essas discontinuidades, o que pode diminuir a qualidade metalúrgica e mecânica da junta soldada.

2.6 Norma DNV-RP-F108

A DNV-RP-F108 - *Fracture Control for Pipeline Installation Methods Introducing Cyclic Plastic Strain* - é uma prática recomendada desenvolvida em parceria com a indústria do petróleo através de uma JIP (Projeto Multicliente) gerenciado pelo SINTEF (CHIESA, 2000). A mesma propõe dar orientação para testes e análises para controle de fratura em soldas circunferenciais em dutos sujeitos a ciclos de deformação plástica durante a instalação pelo método de bobinamento.

Esta prática recomendada descreve os testes para:

- Caracterização da resistência à fratura dos materiais.
- Procedimento para a avaliação crítica de falha (ECA) para a determinação de tamanho de descontinuidades aceitáveis em soldas circunferenciais.
- Programa de validação para o procedimento de avaliação.

2.7 Corpo de Prova SENT

As avaliações de integridade realizadas segundo a Norma BS 7910:2005, determinam o levantamento da tenacidade dos materiais (Curva J-R) a partir de corpos de prova padrões. Estes corpos de prova, usados para ensaios de tenacidade à fratura e ensaios de taxa de propagação de trincas, são recomendados pelas principais normas internacionais, mas quando utilizados em materiais de elevada tenacidade apresentam resultados conservadores. Corpos de prova tipo *Compact Tension* (CT) e *Single Edge Notch Bending* (SENB) possuem elevada restrição à deformação plástica quando comparados aos resultados apresentados em dutos e segmentos de dutos carregados em tração/flexão.

Assim, a DNV-RP-F108 propõe o uso de corpos de prova tipo *Single Edge Notch Tension* (SENT) e configuração 2BxB para a analisar a instalação de dutos submarinos lançados pelo método de bobinamento. Estes são utilizados por apresentarem campo de tensões, zona de deformação plástica e constricção plástica similares ao encontrados em dutos reais. Na Figura 2.12 é apresentada uma análise qualitativa da dependência da geometria e nível de constricção plástica com os valores de tenacidade à fratura para

diferentes corpos de prova normalizados e para um tubo real carregado em flexão, que apresenta baixa constrictão plástica.

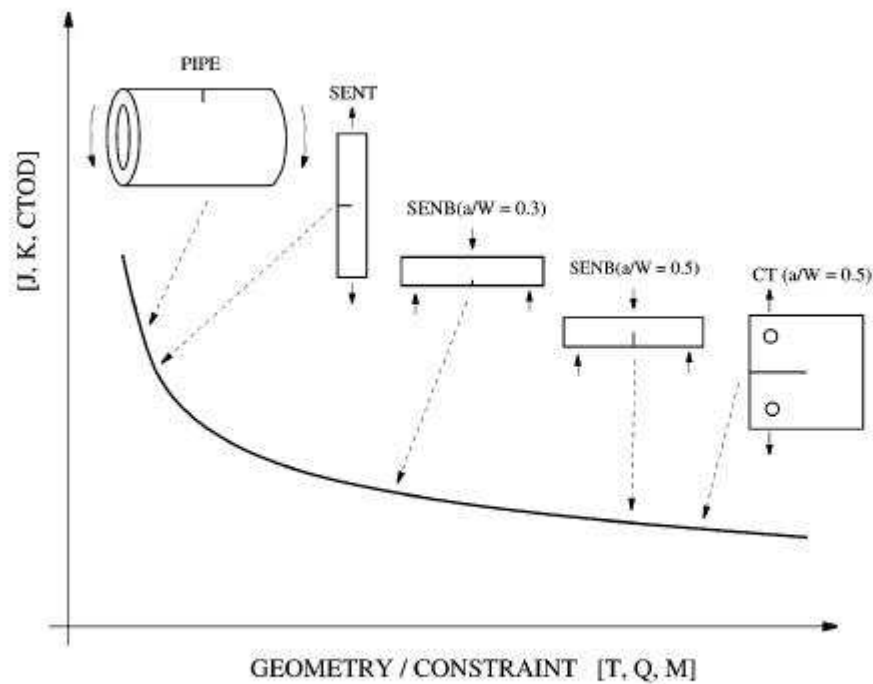


Figura 2.12 Relação da Tenacidade à fratura com a geometria e nível de constrictão plástica para diferentes corpos de prova e profundidade de trincas (CHIESA et al, 2001).

2.7.1 Equações para cálculo da Integral J em Corpos de Prova SENT

A integral J total é calculada considerando as componentes elásticas e plásticas separadamente. As equações a seguir são usadas para o cálculo de J quando o crescimento estável de trinca (crescimento dúctil) é menor do que 10% do ligamento inicial ($W-a_0$).

$$J = J_e + J_p \cong J_e + J_{p0} \tag{2.23}$$

Onde:

J_e = parte elástica de integral J.

J_p = parte plástica de integral J.

J_{p0} = parte plástica da integral J sem correção para crescimento de trinca.

A parte elástica da integral J é diretamente relacionada com o fator de intensidade de tensões k através da relação:

$$J_e = \frac{K^2}{E'} \quad 2.24$$

Onde $E' = E$ para estado plano de tensões (E é o módulo de Young);

$$E' = \frac{E}{(1-\nu^2)} \text{ para o estado plano de deformação } (\nu \text{ é o coeficiente de Poisson});$$

A parte plástica da integral J é calculada através do trabalho plástico aplicado ao corpo de prova trincado:

$$J_p = \frac{\eta_p U_p}{B(W-a_0)} \quad 2.25$$

Onde:

η_p função geométrica adimensional.

U_p é a parte plástica da área sobre a curva Carga versus CMOD.

B é a espessura do corpo de prova.

$W - a_0$ é o ligamento remanescente.

a_0 é o tamanho de trinca inicial.

$$\eta_p = 0,85 \times \left\{ \begin{aligned} & \left(196,719 \cdot e^{-\left(\frac{B}{W}\right)} - 64,642 \right) \left(\frac{a}{W} \right)^5 + \left(-493,511 \cdot e^{-\left(\frac{B}{W}\right)} + 138,837 \right) \left(\frac{a}{W} \right)^4 + \\ & \left(463,503 \cdot e^{-\left(\frac{B}{W}\right)} - 106,207 \right) \left(\frac{a}{W} \right)^3 + \left(-201,862 \cdot e^{-\left(\frac{B}{W}\right)} + 34,532 \right) \left(\frac{a}{W} \right)^2 + \\ & \left(39,413 \cdot e^{-\left(\frac{B}{W}\right)} - 4,525 \right) \left(\frac{a}{W} \right) + \left(-2,064 \cdot e^{-\left(\frac{B}{W}\right)} + 1,039 \right) \end{aligned} \right\}$$

Esta equação é válida nos intervalos mostrados abaixo:

$$0,2 \leq a/W \leq 0,5$$

$$1 \leq B/W \leq 5$$

$$H = 10W$$

Na Figura 2.13 é mostrado o desenho do corpo de prova de acordo com a DNV RP-F108.

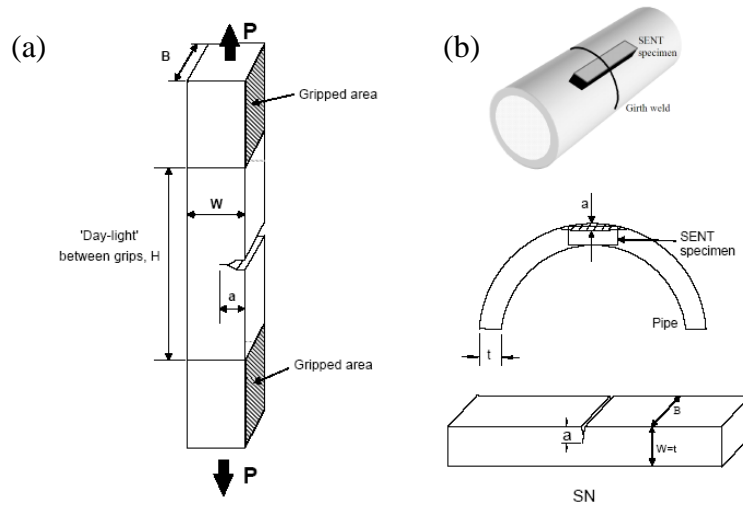


Figura 2.13 (a) Corpo de prova SENT. (b) Orientação do corpo de prova e trinca em relação ao duto. (DNV-RP-F108 2006)

Fator de intensidade de tensões para determinação de J_e na Eq. 2.21

A solução para o cálculo do fator de intensidade tensões K mais acurada para o caso de corpos de prova fixos por garras é considerada a proposta por Ahmad et al (DNV-RP-F108 apud AHMED, 2006):

$$K = \frac{P}{BW} \sqrt{\pi a} (f_1 - 6\xi_3 f_2) \quad 2.23$$

Onde:

- P é a carga aplicada
- B é a altura do corpo de prova
- W é a espessura do corpo de prova
- a é o comprimento da trinca
- ξ_3, f_1, f_2 são definidos a seguir:

$$\xi_3 = \frac{\xi_1}{\xi_2 + 12 \frac{H}{W}} \quad 2.24$$

Onde H é a distância entre as garras. ξ_1 e ξ_2 são definidos como a seguir:

$$\xi_1 = 12\pi \left(\frac{a}{W}\right)^2 \sum_{i=0}^8 q_i \left(-\frac{a}{W}\right)^i - U_+ \left(\frac{a}{W} - 0,6\right) \times \left[19,95 - \frac{3,99(3a/W - 1)}{(1 - a/W)^2} \right] \quad 2.25$$

$$\xi_2 = 72\pi \left(\frac{a}{W}\right)^2 \sum_{i=0}^8 r_i \left(-\frac{a}{W}\right)^i - U_+ \left(\frac{a}{W} - 0,6\right) \times \left[99,38 - \frac{15,9}{(1 - a/W)^2} \right] \quad 2.26$$

Onde:

q_i e r_i são constantes dadas na Tabela 2.1.

U_+ e U_- são funções degrau definidas a seguir:

$$U_+(x) = 0 \quad \text{para } x \leq 0$$

$$U_+(x) = 1 \quad \text{para } x > 0$$

$$U_-(x) = 0 \quad \text{para } x < 0$$

$$U_-(x) = 1 \quad \text{para } x \geq 0$$

$$f_1 = U_- \left(0,6 - \frac{a}{W}\right) \times \sum_{i=0}^4 n_i \left(-\frac{a}{W}\right)^i + U_+ \left(\frac{a}{W} - 0,6\right) \times \frac{(1 + 3a/W)}{3,545(a/W)^{1/2}(1 - a/W)^{3/2}} \quad 2.27$$

$$f_2 = U_- \left(0,6 - \frac{a}{W}\right) \times \sum_{i=0}^4 m_i \left(-\frac{a}{W}\right)^i + U_+ \left(\frac{a}{W} - 0,6\right) \times \frac{0,375}{(a/W)^{1/2}(1 - a/W)^{3/2}} \quad 2.28$$

As constantes n e m são dadas na Tabela 2.1.

Tabela 2.1 Constantes usadas para definir ξ_1, ξ_2, f_1, f_2

I	n_i	m_i	q_i	r_i
0	1,120	1,122	0,629	0,629
1	0,231	1,400	0,609	1,047
2	10,550	7,330	5,093	4,602
3	21,720	13,080	11,097	9,975
4	30,390	14,000	26,757	20,295
5	---	---	48,997	32,993
6	---	---	81,820	47,041
7	---	---	77,953	40,693
8	---	---	42,456	19,600

3.0 MATERIAIS E MÉTODOS

Os corpos de prova forma retirados de um tubo com costura usado em dutos para transporte de óleo e gás confeccionado em aço API 5L X60 com 509 mm de diâmetro e 15,1 mm de espessura. Este tubo é fabricado a partir de chapas laminadas e conformado pelo processo U-O-E, e soldagem por arco submerso da TenarisConfab.

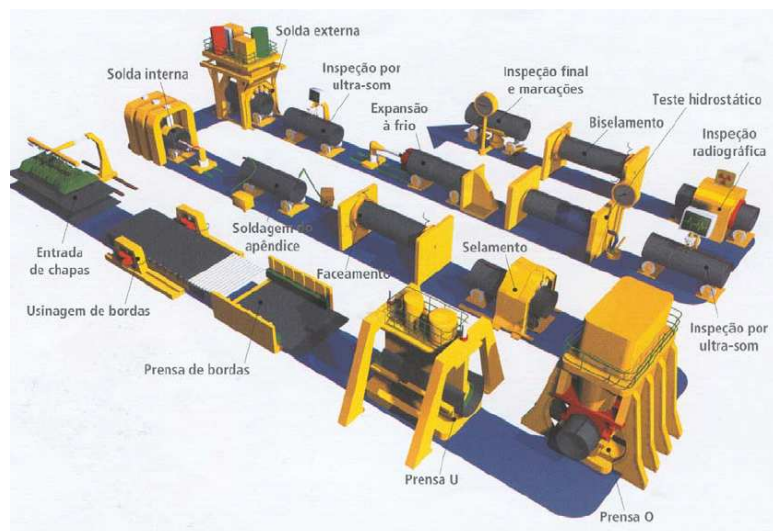


Figura 3.1 Rota de fabricação de dutos com costura (TenarisConfab)

A combinação de resistência mecânica e tenacidade em aços microligados ARBL (Alta Resistência Baixa Liga) é resultado do compromisso entre duas características metalúrgicas do material: tamanho de grão pequeno e precipitados finamente dispersos na matriz. Dessa forma, aços API de grau X52 até X70 são basicamente aços ARBL nos quais os níveis de resistência mecânica são alcançados pela combinação de uma microestrutura refinada de perlita-ferrita, alta densidade de discordâncias (trabalho a frio) e endurecimento por precipitação. (HIPPERT 2003).

Na Figura 3.2 é mostrada a posição de retirada dos corpos de prova em relação ao tubo.

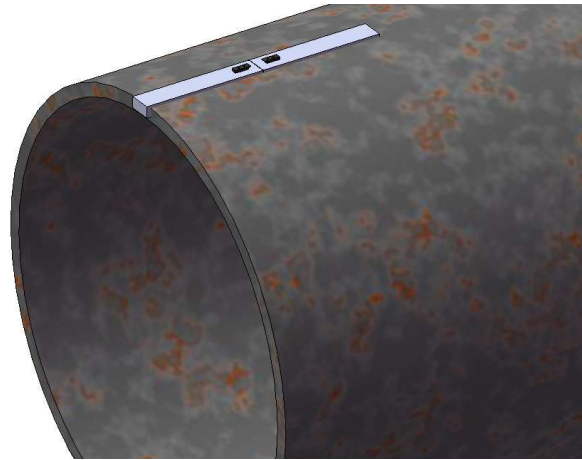


Figura 3.2 Ilustração mostrando posição de retirada dos corpos de prova.

3.1 Ensaio de Endentação

O ensaio de endentação, *Automated Ball Indentation* (ABI), é uma técnica não destrutiva que avalia a resistência mecânica a partir de um ensaio de endentação instrumentado (HAGGAG 1989). Este ensaio foi realizado ao invés do ensaio de tração pela facilidade em preparação dos corpos de prova e por apresentar uma boa correlação na determinação dos valores de resistência bem como os coeficientes de Ramberg-Osgood.

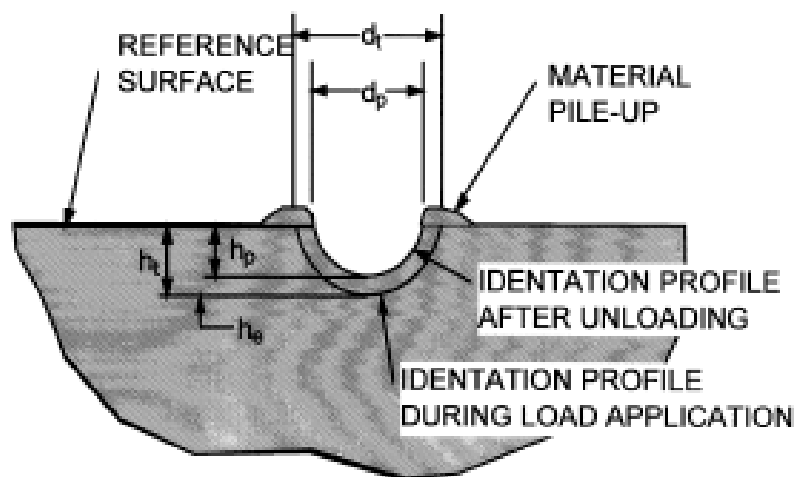


Figura 3.3 Geometria para o ensaio de endentação ABI (HAGGAG 1989)

O ensaio consiste em um carregamento monotônico com etapas de descarregamento onde são determinados, a partir dos valores de carga e deformação, os valores de LE e LR.

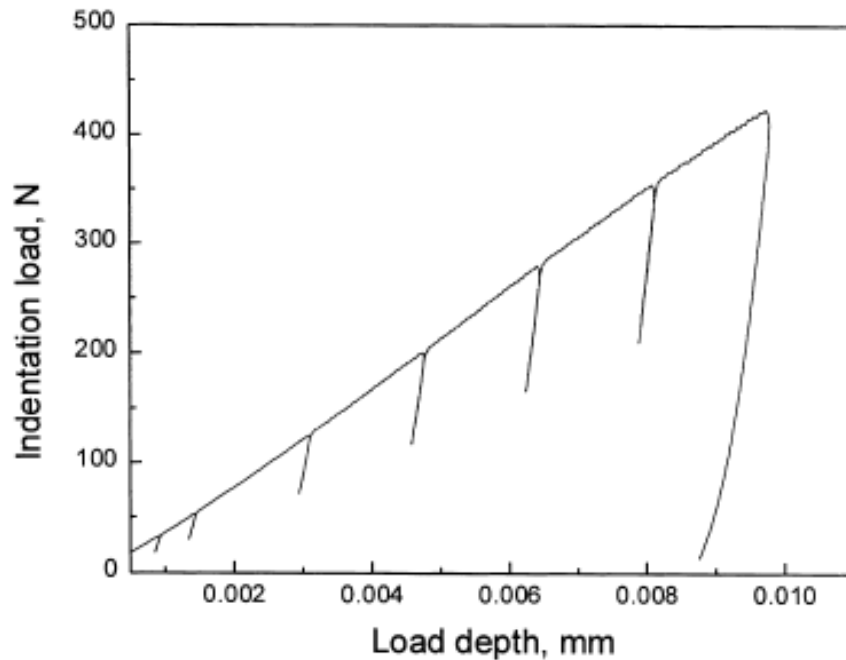


Figura 3.4 Curva Carga versus Profundidade típica usada para obtenção dos valores de resistência mecânica (MURTY 1998).

3.2 Análise química & microestrutura

Foi efetuada uma análise química do aço para, juntamente com os resultados dos ensaios de tração, classificar o aço segundo norma ANSI/API Specification 5L (ANSI/API, 2008). Foi retirada um uma seção de material do duto para a análise química em um espectrômetro de emissão óptica. Foram realizadas micrografias, via rota típica metalográfica, nas seções longitudinal e transversal do duto.

Tabela 3.1 Valores máximos para as frações químicas para o aço API PSL 2 X60.

	C%	Si%	Mn%	P%	S%	V%	Nb%	Ti%
X60	0,12	0,45	1,60	0,025	0,015	*	*	*

*A soma dos componentes V, Nb e Ti deve ser menor que 0,15%.

3.3 Ensaio de Tenacidade à Fratura - J

Os ensaios foram realizados em uma Máquina servo-hidráulica MTS de 500 kN na temperatura ambiente. A taxa de carregamento foi de 0,2 mm/min. com controle de deslocamento por CMOD. Os corpos de prova foram pré-trincados por fadiga em uma máquina servo-hidráulica MTS de 100 kN, sendo os corpos de prova carregados em flexão. Recorreu-se a esse método para garantir uma frente de propagação de trinca mais homogênea possível.

Os corpos de prova tiveram seus carregamentos interrompidos em diferentes valores de CMOD para que assim fossem obtidos diferentes valores de Δa para a confecção da curva de resistência J-R. Após o descarregamento os corpos de prova foram re-fadigados para que a frente de propagação estável ficasse em evidência e mais facilmente mensurável.

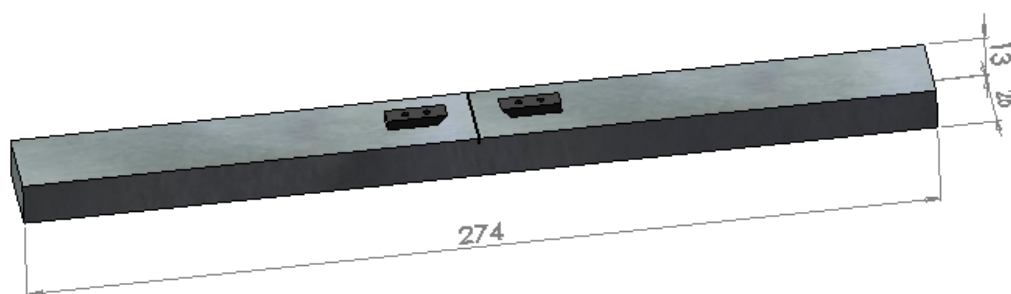


Figura 3.5 Corpo de prova SENT com as dimensões utilizadas.

3.4 Ensaio de Força Motriz (*Crack Driving Force*)

Foram realizados ensaios de tenacidade utilizando-se extensômetros para monitoração da deformação em corpos de prova com diferentes valores de tamanho de trinca para confecção de curvas de J versus deformação remota. Os extensômetros foram posicionados na porção média entre o plano da trinca e as garras mecânicas.

A partir das curvas de carregamento, procedeu-se o cálculo da integral J incremental, somando-se com os valores de deformação obtidos, foram construídos gráficos de Integral J versus deformação remota, caracterizando a força motriz necessária para a propagação estável de trinca em função da deformação imposta ao material. Entende-se como deformação remota a deformação uniforme em um campo afastado da trinca.

4.0 RESULTADOS

Nesta seção serão apresentados os resultados obtidos para os ensaios e análises realizadas para a caracterização mecânica e metalúrgica do duto ensaiado bem como as análises de integridade para as diferentes etapas de instalação.

4.1 Análise química e microestrutura

A análise química da amostra é apresentada na Tabela 4.1. Com base nessa análise e com os dados de resistência mecânica, conclui-se que o duto foi confeccionado em aço API 5L X60. A Figura 4.1 e Figura 4.2 mostram a microestrutura do material ensaiado.

Tabela 4.1 Composição química.

C%	Si%	Mn%	P%	S%	V%	Nb%	Ti%
0,104	0,253	1,437	0,019	0,006	0,044	0,041	0,013

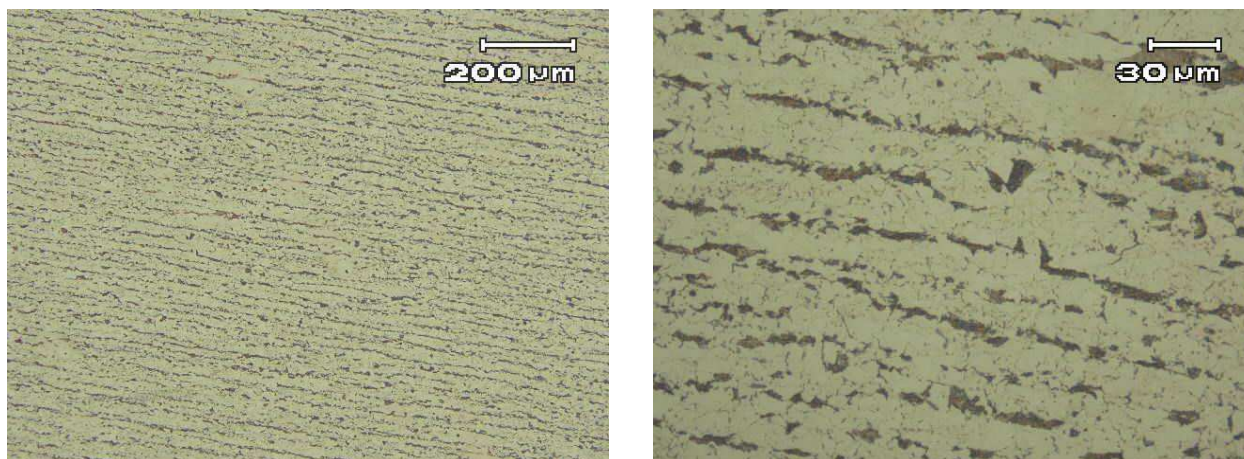


Figura 4.1 Micrografia longitudinal mostrando microestrutura formada por bandas orientadas de ferrita e perlita.

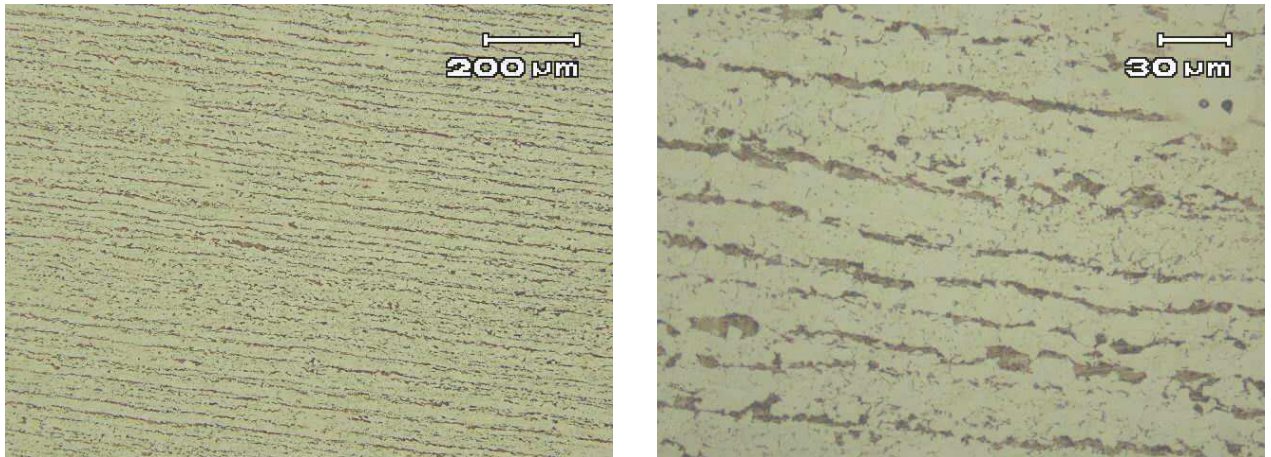


Figura 4.2 Micrografia transversal mostrando microestrutura formada por bandas orientadas de ferrita e perlita.

4.2 Curva tração/deformação

Os valores de resistência mecânica foram obtidos através do método de endentação conforme procedimento sugerido por Francisco Ramos CENPES/Petrobras (NETO RAMOS, 2004).

Na Tabela 4.2 são mostrados os valores obtidos para tensão de escoamento LE e resistência mecânica LR. Os resultados apresentaram uma pequena variação de propriedades ao longo da espessura. Os valores médios para o limite de escoamento e resistência mecânica foram de 405 MPa e 564 MPa respectivamente. As constantes usadas na relação de Ramberg-Osgood (Equação 4.1) também são mostradas da Tabela 4.1.

$$\sigma = K\varepsilon^n \quad 4.1$$

Tabela 4.2 Resultados dos ensaios de endentação.

<i>LE (MPa)</i>	<i>LR (MPa)</i>	<i>n</i>	<i>K (MPa)</i>
401	574	0,1159	828
401	561	0,1104	799
402	548	0,1044	770
414	573	0,1078	812
405	564	0,1096	802

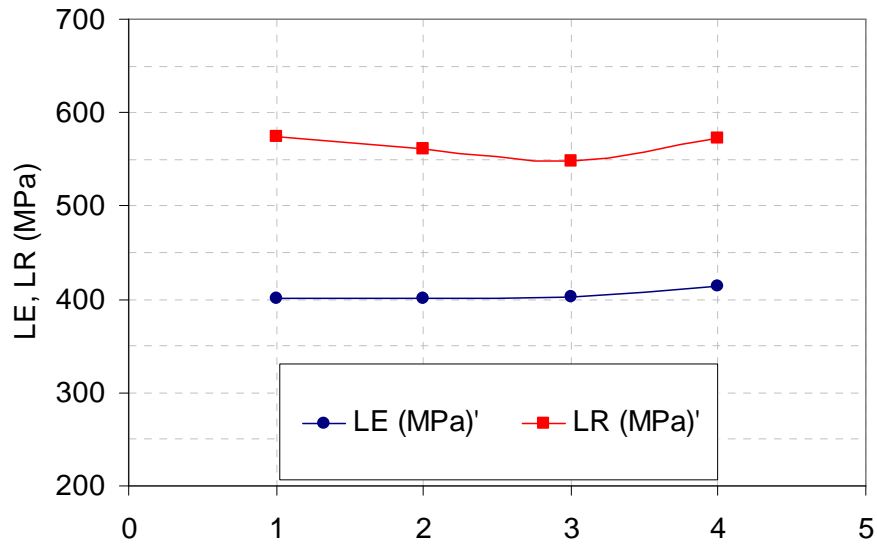


Figura 4.3 Resultados dos ensaios de endentação.

4.3 Tenacidade à Fratura Integral J

Os ensaios de tenacidade à fratura realizados para a construção da Curva J-R basearam-se na técnica de multicorpos de prova. Na Figura 4.4 é mostrado o laboratório de ensaios mecânicos do CENPES/Petrobras. A Figura 4.5 apresenta a Curva J-R obtida. Na Figura 4.6 é apresentada a curva Carga versus CMOD resultante para os ensaios de tenacidade à fratura e na Tabela 4.3 os resultados obtidos para todos os corpos de prova.

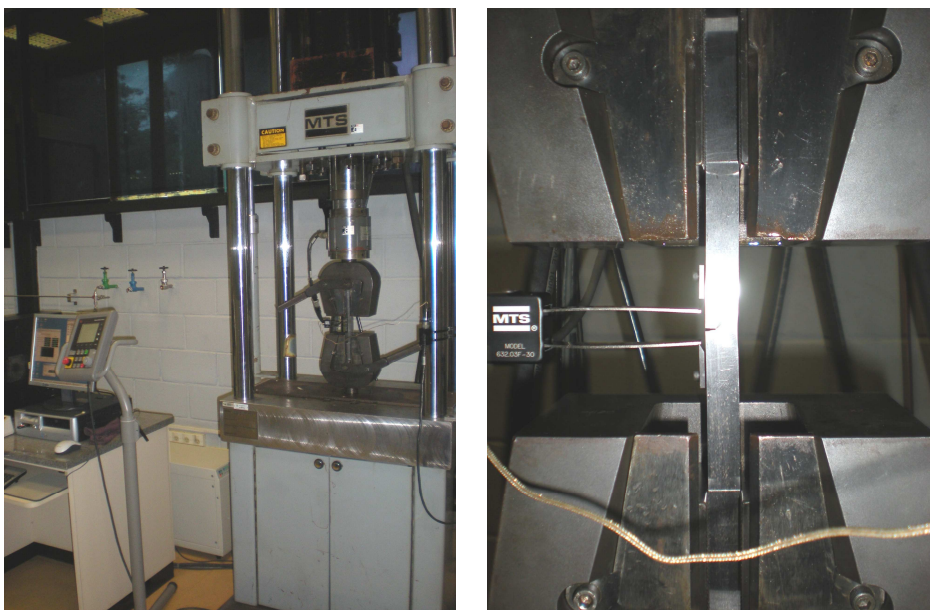


Figura 4.4 Máquina de ensaios Universal MTS e detalhe do ensaio de tenacidade.

Tabela 4.3 Resultados dos corpos de prova ensaiados para obtenção da Curva J-R.

	W [mm]	B [mm]	P [N]	A [mm]	a/w	Δa [mm]	J [N/mm]
CP01	13,00	26,03	126565	5,28	0,406	1,046	743,46
CP02	13,00	26,03	128011,5	5,28	0,406	0,480	492,88
CP03	13,00	26,01	126736,3	5,13	0,395	0,391	405,92
CP04	12,99	26,00	132490,6	4,58	0,352	0,676	643,05
CP05	13,00	26,02	125396	4,99	0,384	0,177	233,95
CP06	13,00	26,00	127038,4	5,05	0,389	1,246	899,17
CP07	12,99	26,01	131287,2	4,52	0,347	0,239	313,93
CP10	13,00	26,03	120416,2	4,95	0,381	1,663	1076,42

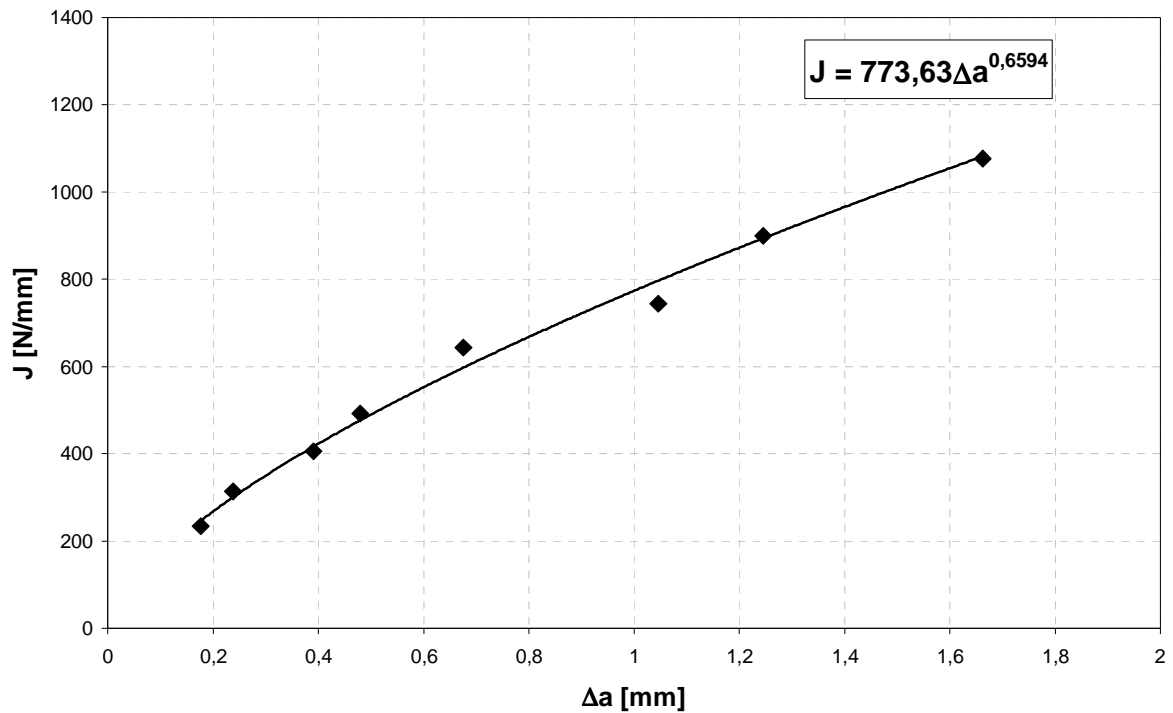


Figura 4.5 Curva de Resistência a Propagação de Trinca.

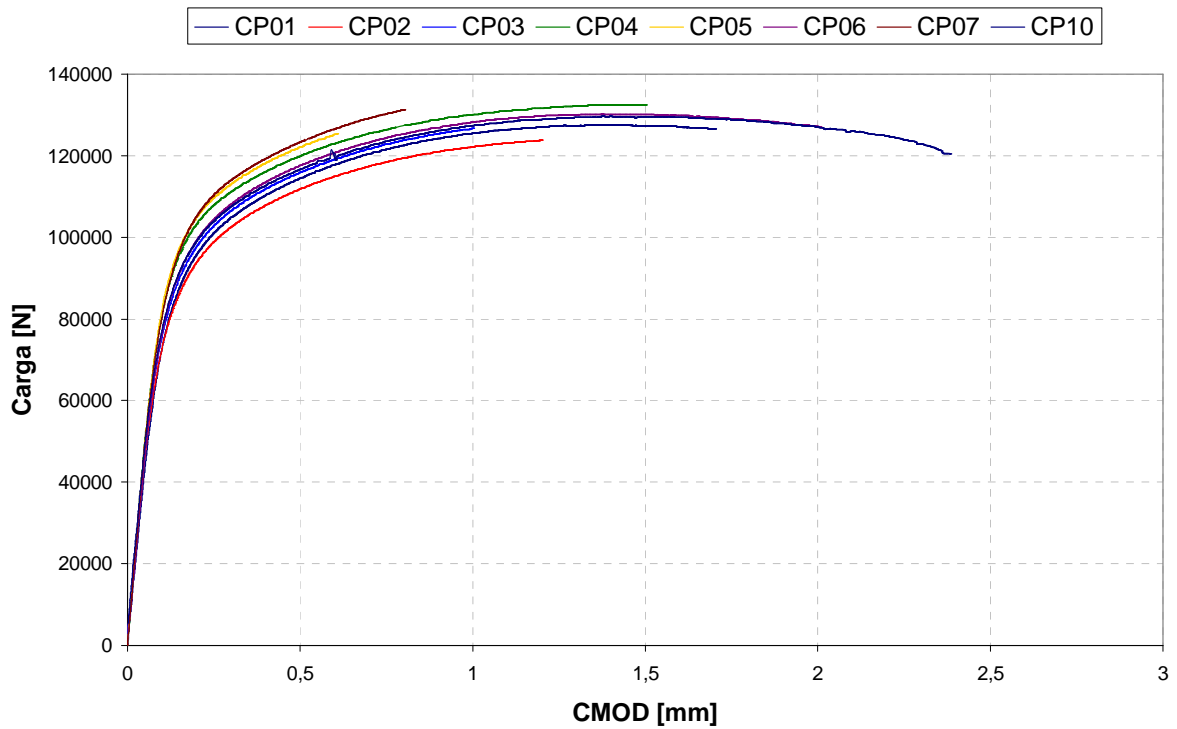


Figura 4.6 Gráfico Carga versus CMOD dos ensaios de Integral J.

Os resultados mostrados na Figura 4.5 destacam a grande capacidade do material em sustentar o cisalhamento dúctil. Todos os corpos de prova utilizados para a confecção da curva de resistência tiveram suas frentes de propagação de trinca validadas segundo os requisitos 10.2.3 da Norma BSI 7448-1:1991. A Equação 4.2 apresenta a relação entre Integral J e o estiramento.

$$J = 773,63\Delta a^{0,6594} \quad 4.2$$

A seguir são mostrados os resultados individuais dos ensaios de tenacidade, Carga por CMOD e foto dos corpos de prova mostrando a superfície de fratura. Foram realizadas análises fractográficas utilizando um microscópio eletrônico de varredura (MEV) em alguns dos corpos de prova para caracterização dos micromecanismos de fratura envolvidos no processo de estiramento.

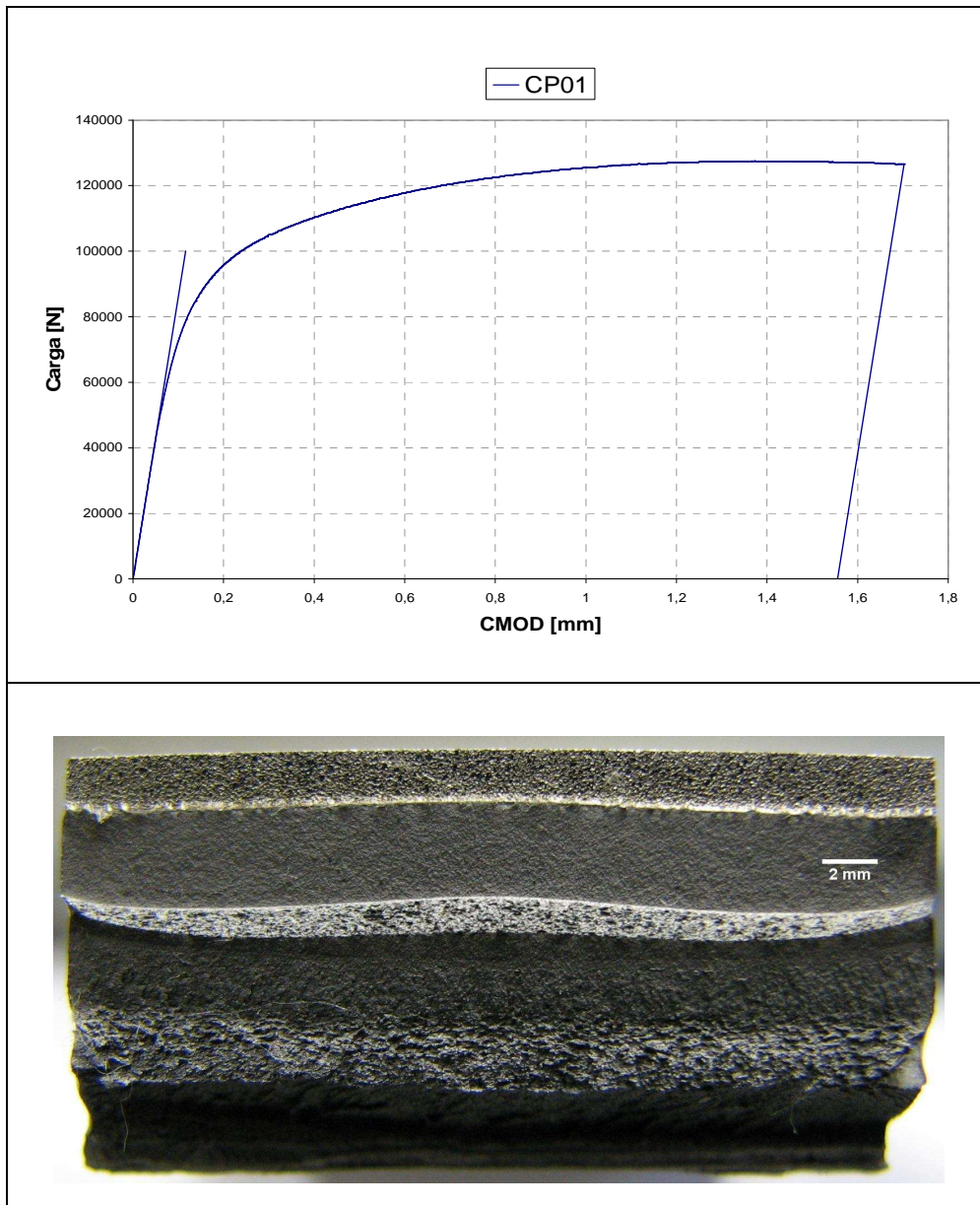


Figura 4.7 Resultados obtidos para o corpo de prova CP01.

Os resultados obtidos para o corpo de prova CP01 foram:

Pmax [N]	Δa [mm]	J [N/mm]
126565	1,045	743

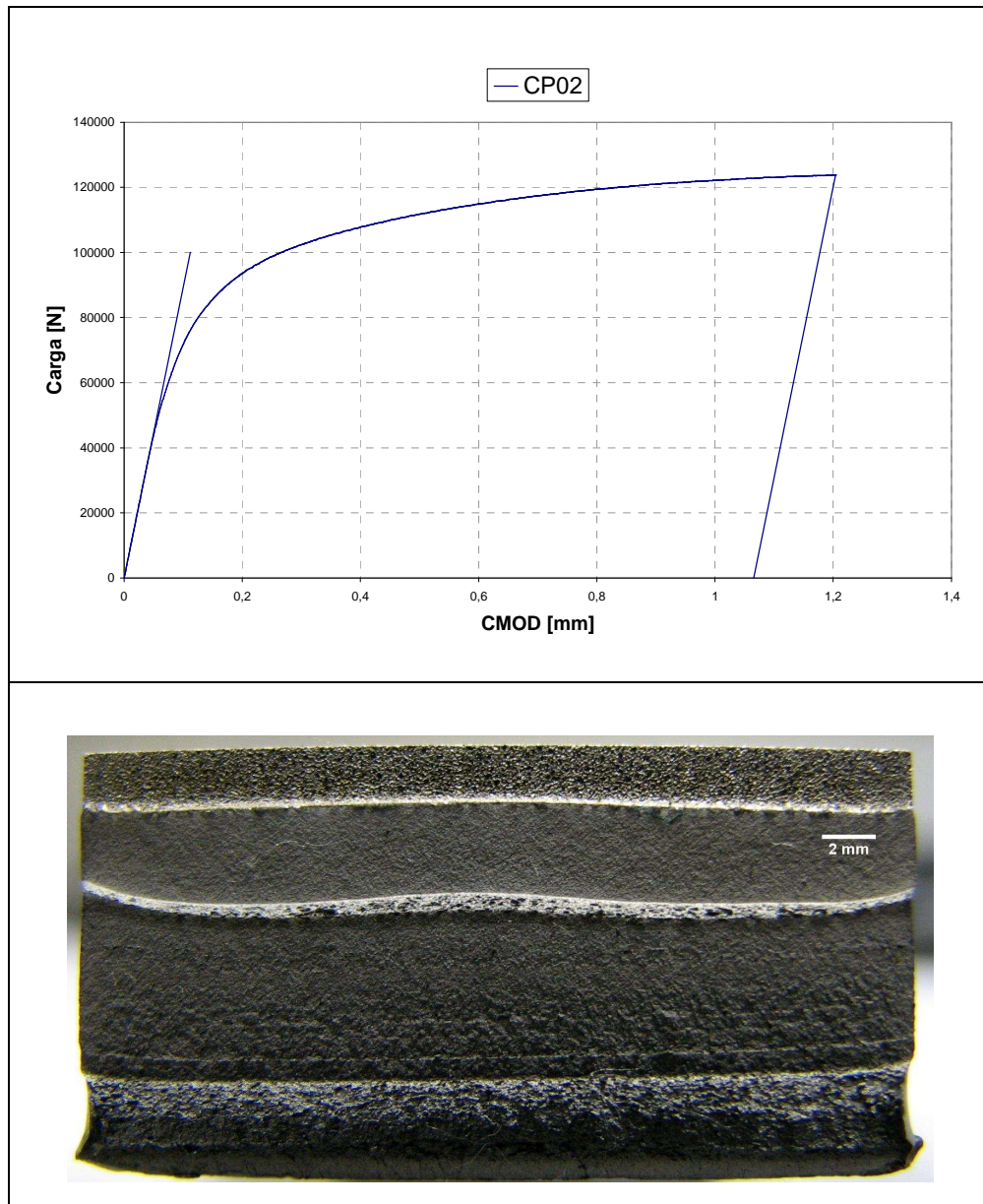


Figura 4.8 Resultados obtidos para o corpo de prova CP02.

Os resultados obtidos para o corpo de prova CP02 foram:

Pmax [N]	Δa [mm]	J [N/mm]
128011	0.480	492

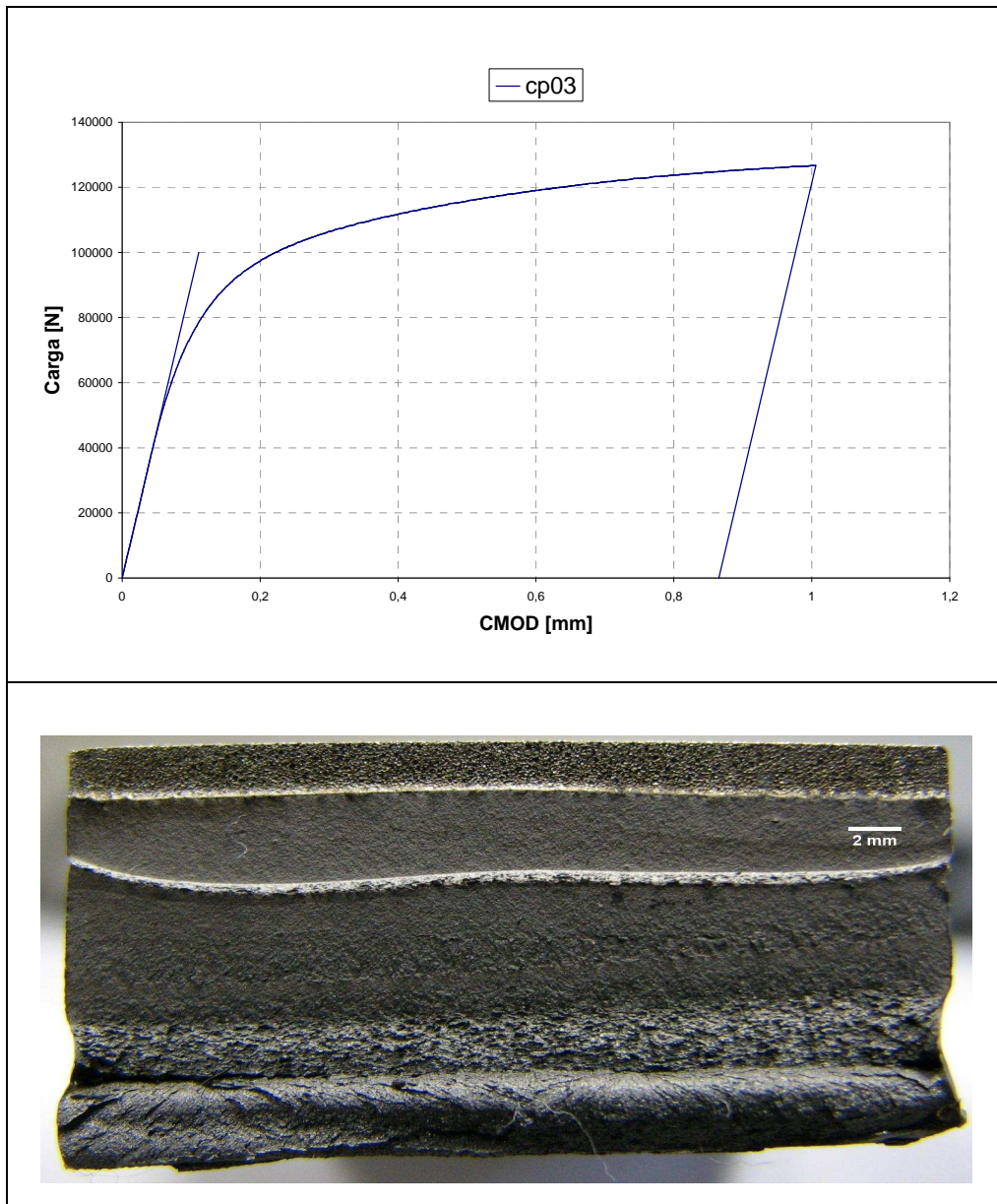


Figura 4.9 Resultados obtidos para o corpo de prova CP03.

Os resultados obtidos para o corpo de prova CP03 foram:

Pmax [N]	Δa [mm]	J [N/mm]
126736	0,391	405

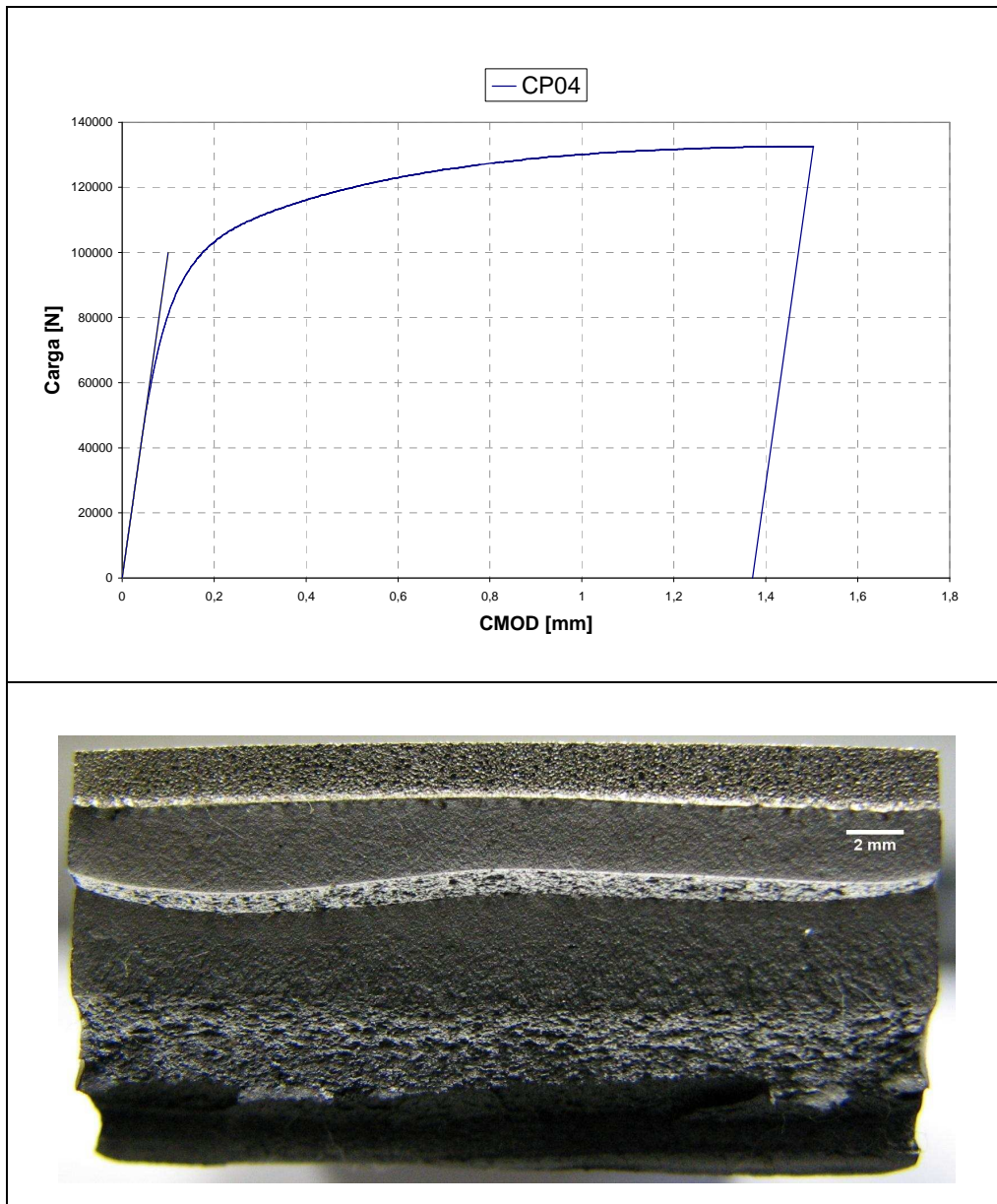


Figura 4.10 Resultados obtidos para o corpo de prova CP04.

Os resultados obtidos para o corpo de prova CP04 foram:

Pmax [N]	Δa [mm]	J [N/mm]
132490	0,675	643

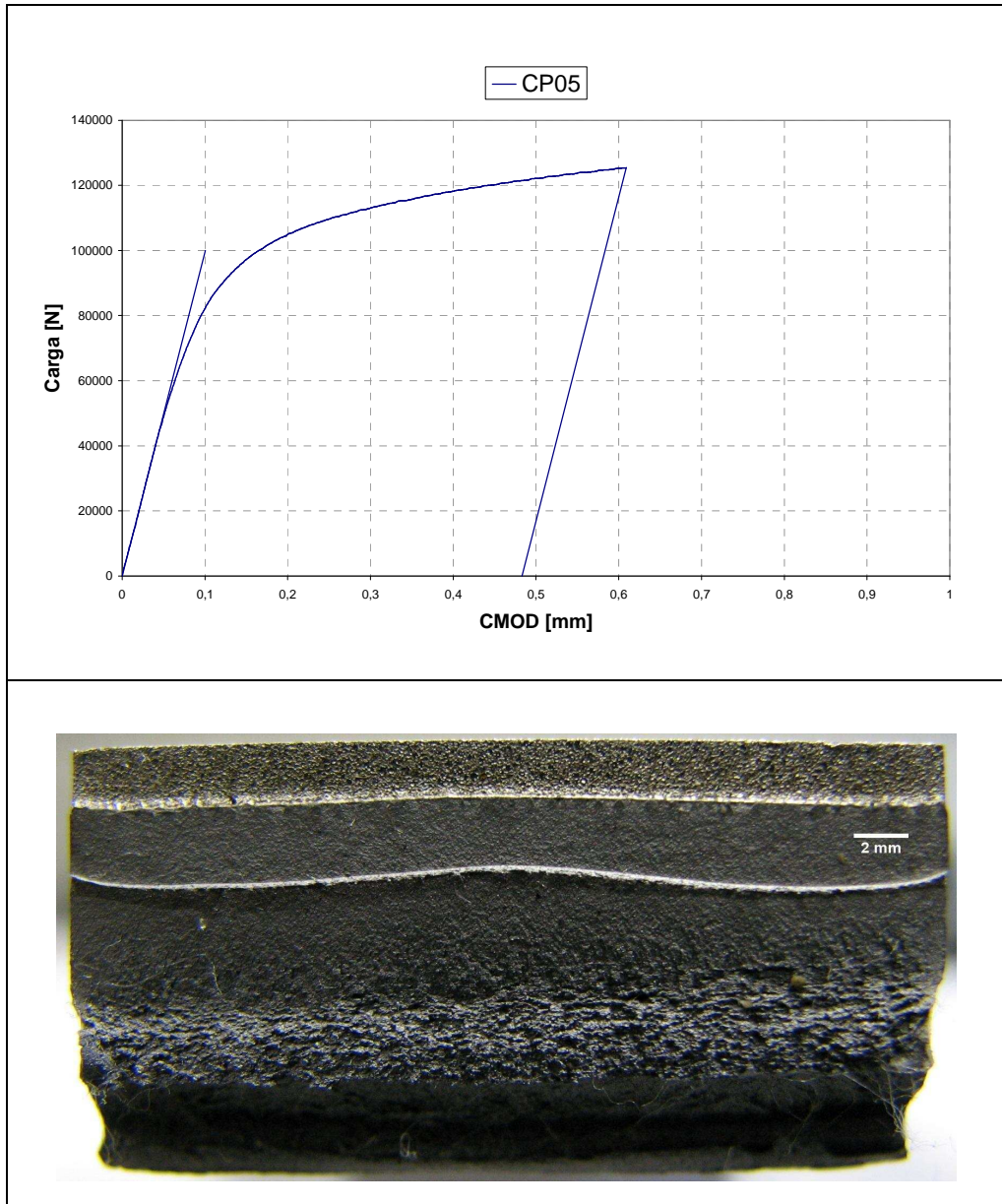


Figura 4.11 Resultados obtidos para o corpo de prova CP05.

Os resultados obtidos para o corpo de prova CP05 foram:

Pmax [N]	Δa [mm]	J [N/mm]
125396	0,177	233

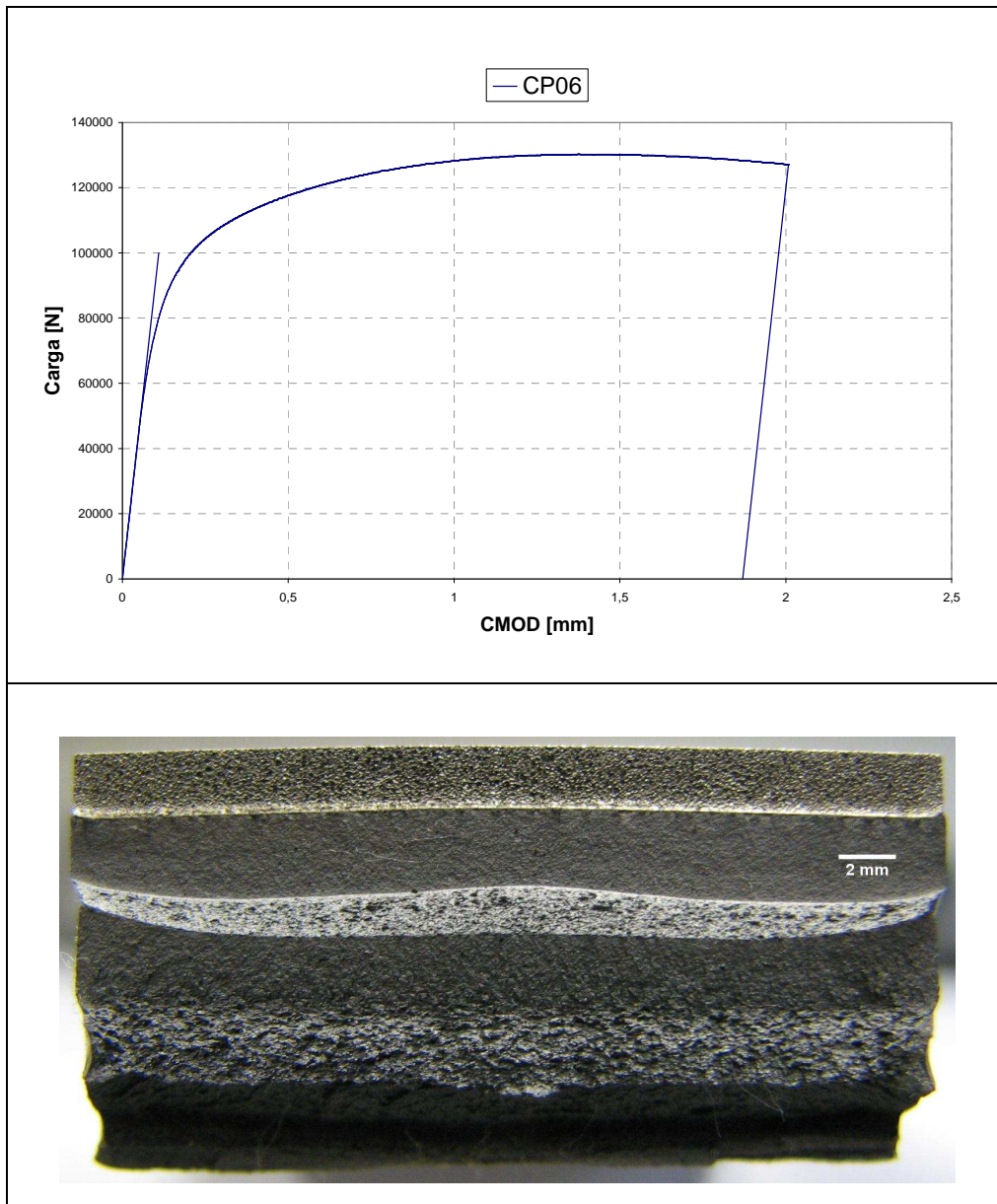


Figura 4.12 Resultados obtidos para o corpo de prova CP06.

Os resultados obtidos para o corpo de prova CP06 foram:

Pmax [N]	Δa [mm]	J [N/mm]
127038	1,245	899

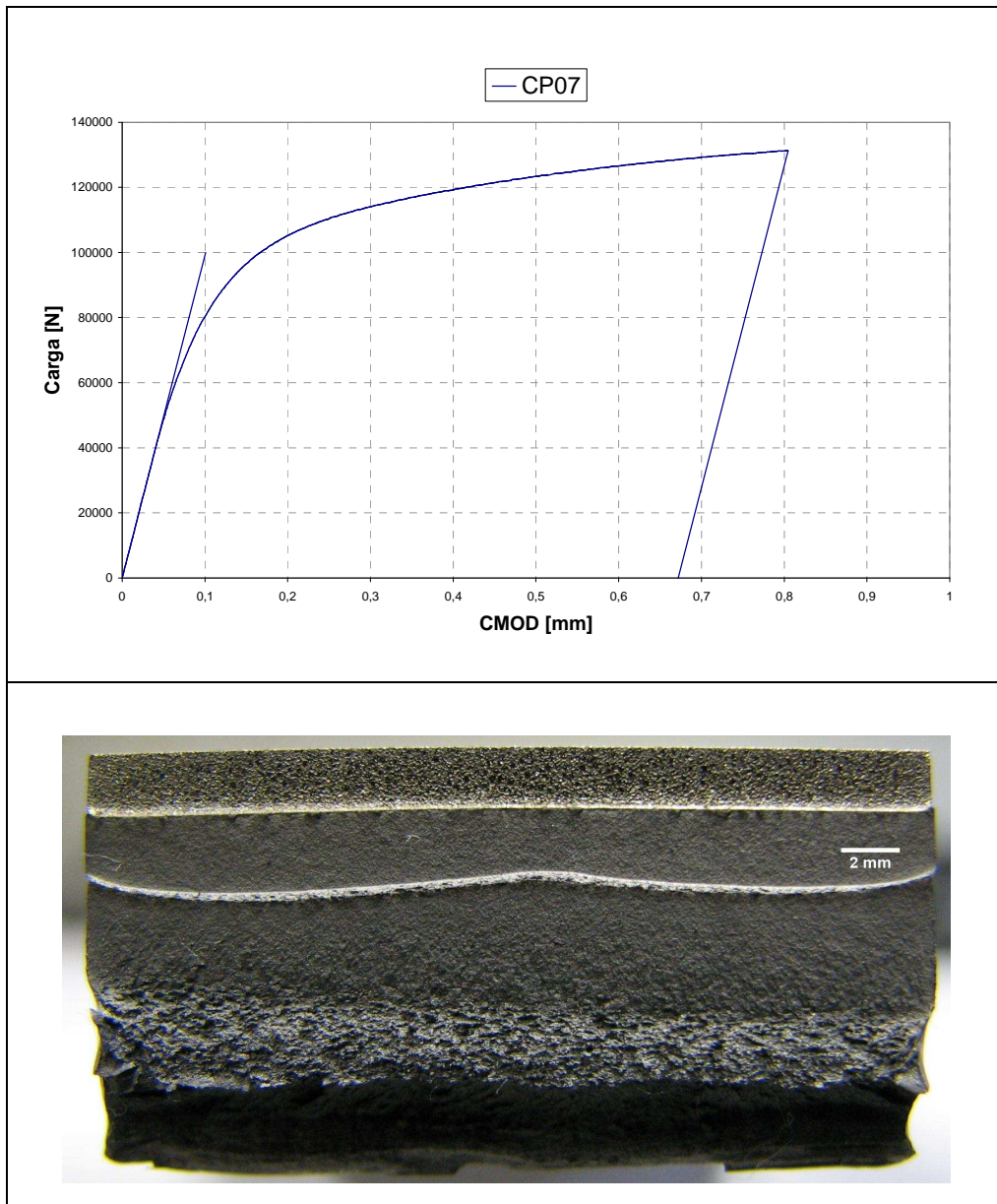


Figura 4.13 Resultados obtidos para o corpo de prova CP07.

Os resultados obtidos para o corpo de prova CP07 foram:

Pmax [N]	Δa [mm]	J [N/mm]
131287	0,238	313

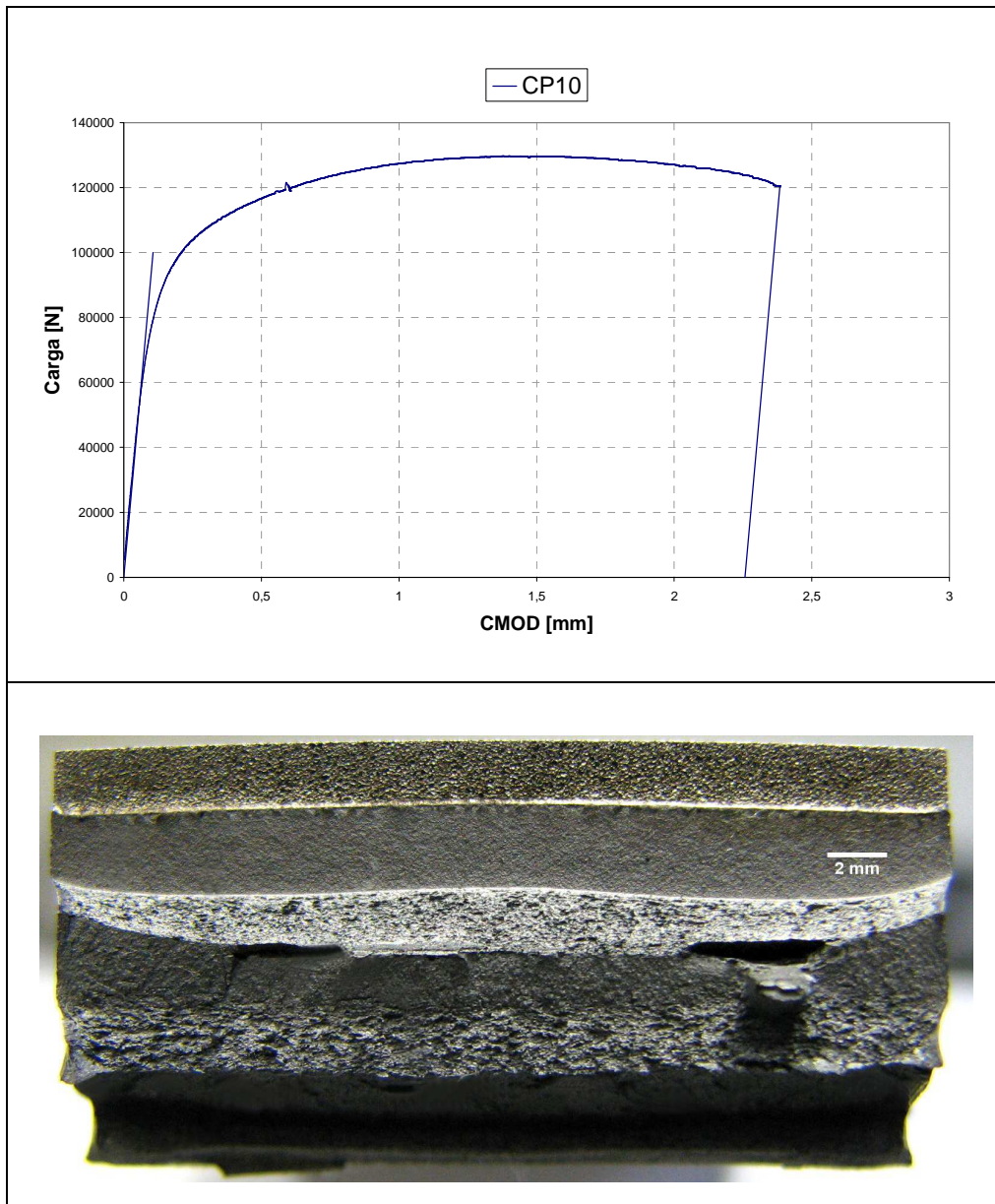


Figura 4.14 Resultados obtidos para o corpo de prova CP10.

Os resultados obtidos para o corpo de prova CP10 foram:

Pmax [N]	Δa [mm]	J [N/mm]
120416	1,622	1076

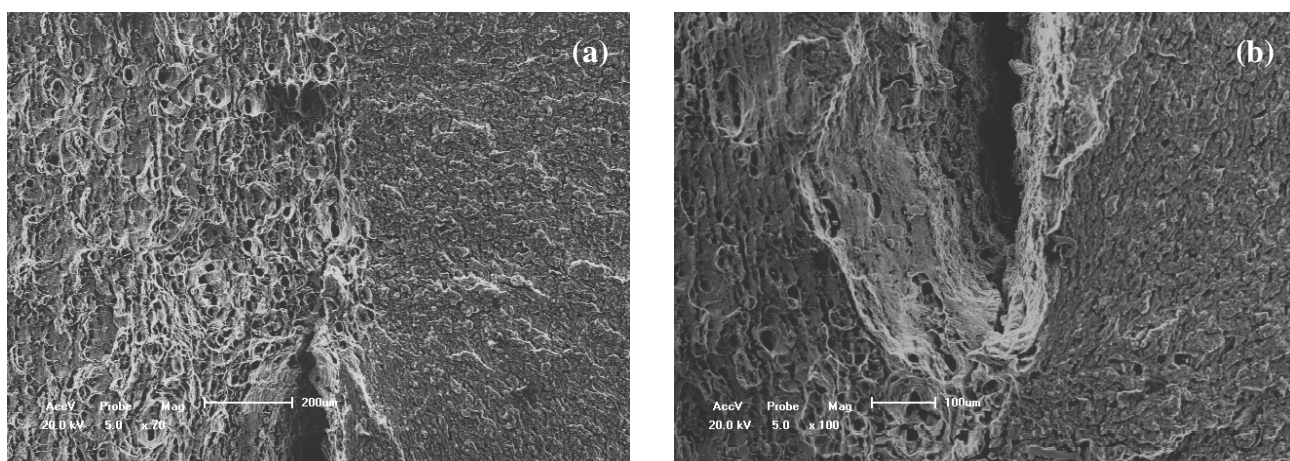


Figura 4.15 Fractografia CP09.

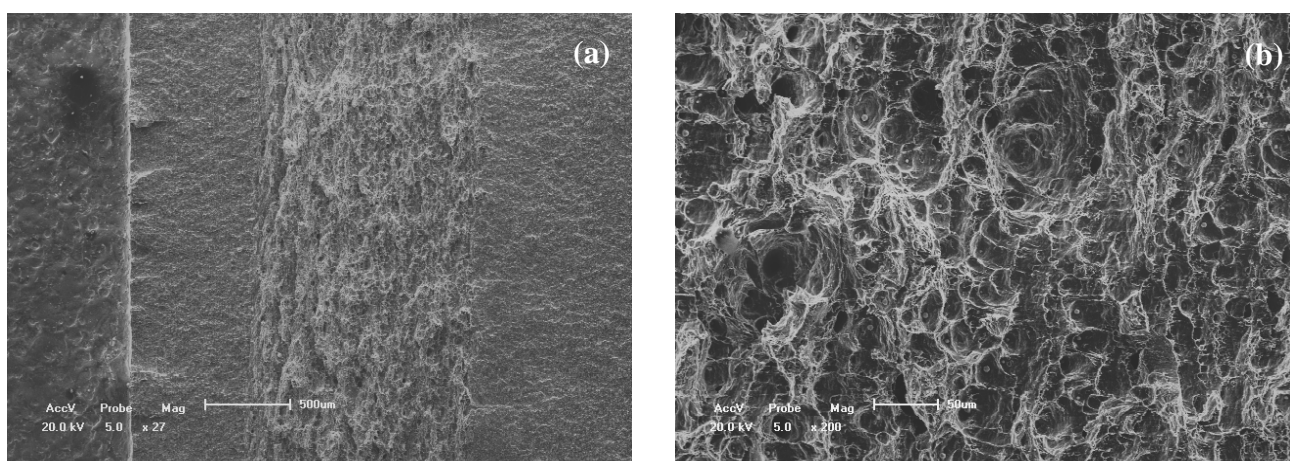


Figura 4.16 Fractografia CP14.

As Figura 4.15a e 4.15b mostram uma delaminação na orientação transversal longitudinal ao atingir-se o carregamento máximo. A Figura 4.16a mostra a zona de estiramento entre a região de pré-trinca e pós-fadiga e a Figura 4.16b mostra o micromecanismo comum a todos os corpos de prova ensaiados, coalescimento de microcavidades (*Dimples*). As delaminações são favorecidas pela forte texturização da microestrutura devido ao processo de laminação das chapas usadas para confecção dos dutos.

4.4 Ensaio Força Motriz (Crack Driving Force)

Foram realizados ensaios instrumentados para o levantamento da força motriz para crescimento de trinca (Integral J) em função da deformação remota para diferentes razões de a/w . Fazendo uma correlação com os esforços de bobinamento, podemos verificar a influência do tamanho de trinca na carga de colapso e a deformação máxima suportada no processo de bobinamento.

Na Figura 4.17 são apresentadas as curvas J versus deformação resultante dos ensaios de tenacidade à fratura instrumentados. Os corpos de prova 08, 09, 10 e 12, com relações de a/w entre 0,34 e 0,38, mostram que J aumenta exponencialmente a partir de pequenos valores de deformação. Já para os corpos de prova 14 e 15, com trincas mais rasas, há uma mudança de comportamento no ponto onde o material entra em escoamento plástico, em aproximadamente 0,2% de deformação, iniciando um crescimento constante de J com o aumento da deformação. Após 0,6% de deformação essa relação passa a ser exponencial.

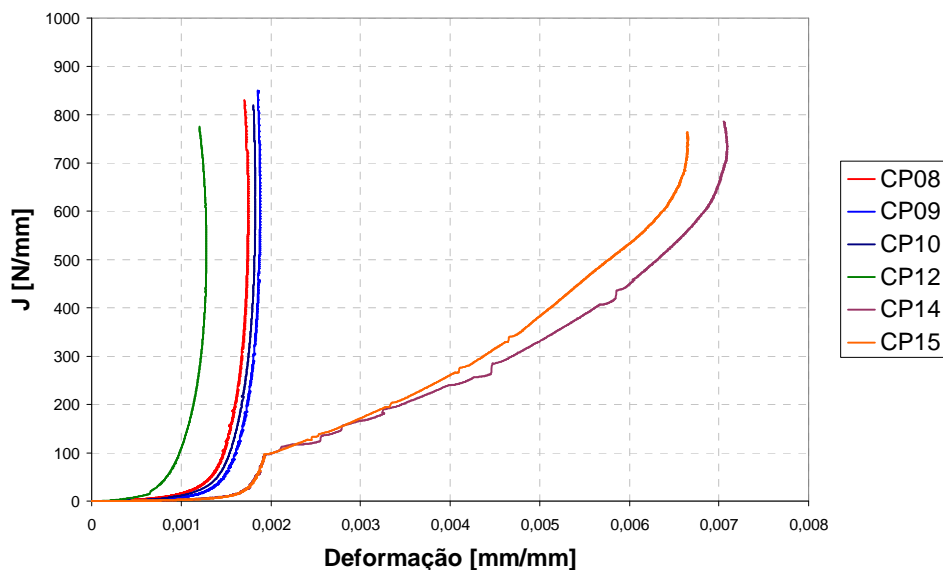


Figura 4.17 Força motriz versus deformação.

Na Tabela 4.4 são mostrados os valores de J_m bem como as deformações máximas obtidas nos ensaios de tenacidade. Podemos notar que para os corpos de prova com razões a/w entre 0,34 e 0,41, as deformações remotas máximas atingidas correspondem as de um regime de carregamento linear elástico, ou seja, o corpo de prova entra em colapso a deformações abaixo do limite de escoamento do material.

Tabela 4.4 Dados utilizados para análise de J_m .

	a/w	P_{max} [N]	Def. %	J_m [N/mm]
CP01	0,41	127515	0,179	582
CP04	0,35	132500	0,186	642
CP06	0,39	130247	0,183	589
CP08	0,37	123873	0,174	602
CP09	0,34	133337	0,187	624
CP10	0,38	129703	0,182	593
CP11	0,35	132298	0,186	619
CP13	0,20	156498	0,665	789
CP14	0,20	157604	0,709	735
CP15	0,21	156504	0,665	740

A relação entre o valor de J_m e a profundidade de trinca é mostrada na Figura 4.18. Quanto mais rasa é a trinca, maior o carregamento suportado pelo ligamento, resultando em um valor de J_m e estiramento máximo (Δa_g) maiores quando correlacionados com a curva de resistência J-R. A Equação 4.3 apresenta a relação obtida entre J_m e a/w .

$$J_m = 429,33(a/w)^{-0,8469} \quad 4.3$$

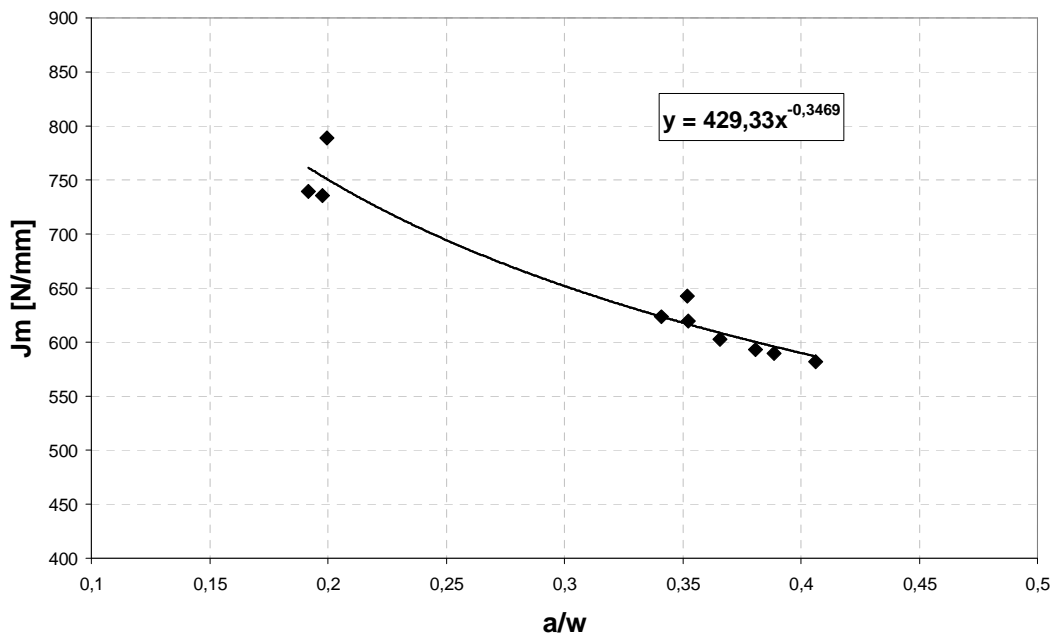


Figura 4.18 Gráfico J_m versus a/w .

A Equação 4.4 mostra o estiramento máximo admissível em função da profundidade de trinca, equação válida para o material ensaiado e espessura de parede similar a dos corpos de prova ensaiados.

$$\Delta a_g = -1,5481(a/W) + 1,2659 \quad 4.4$$

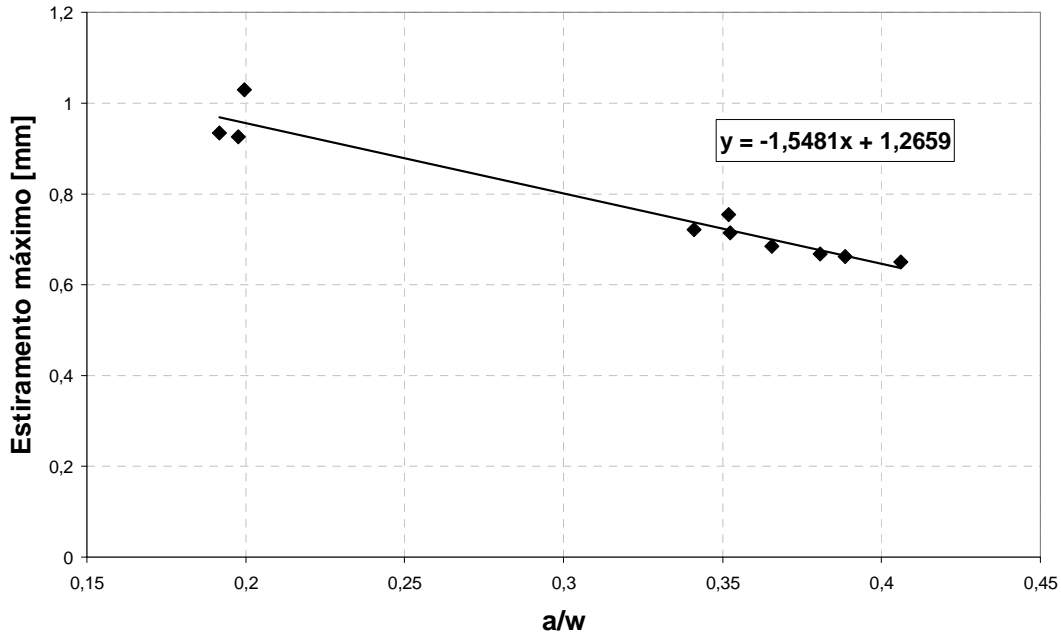


Figura 4.19 Gráfico mostrando a relação entre o estiramento máximo e a razão a/w.

4.5 Engineering Critical Assessment

As análises mostradas nessa seção foram realizadas com base em uma instalação de uma linha de duto de 330 mm de diâmetro e espessura de parede de 17 mm utilizando as dimensões do carretel e alinhador similares as da embarcação *Deep Blue* da Technip: raio de carretel de 9,75m e alinhador com 9,0 m de raio.

As deformações utilizadas para as etapas de bobinamento apresentadas na Tabela 4.5 foram determinadas a partir da Equação 4.5 e as curvas tensão deformação do material.

$$\varepsilon_m = \frac{r_{duto}}{r_{duto} + r_{carretel}} \quad 4.5$$

Para a segunda etapa de deformação estipulou-se uma redução da tensão de escoamento em função do efeito Bauschinger de 15% mantendo-se a mesma tensão de ruptura. As curvas tensão/deformação são apresentadas na Figura 4.20 juntamente com a Tensão Primária (P_m) dada pela regra de Neuber.

Tabela 4.5 Dados de tensão e deformação adotados para a análise ECA.

	e_m [%]	P_m [MPa]	σ_{Neuber} [MPa]	P_b [MPa]
Bobinamento	1,63	502	522	20
Alinhador	1,76	506	523	17

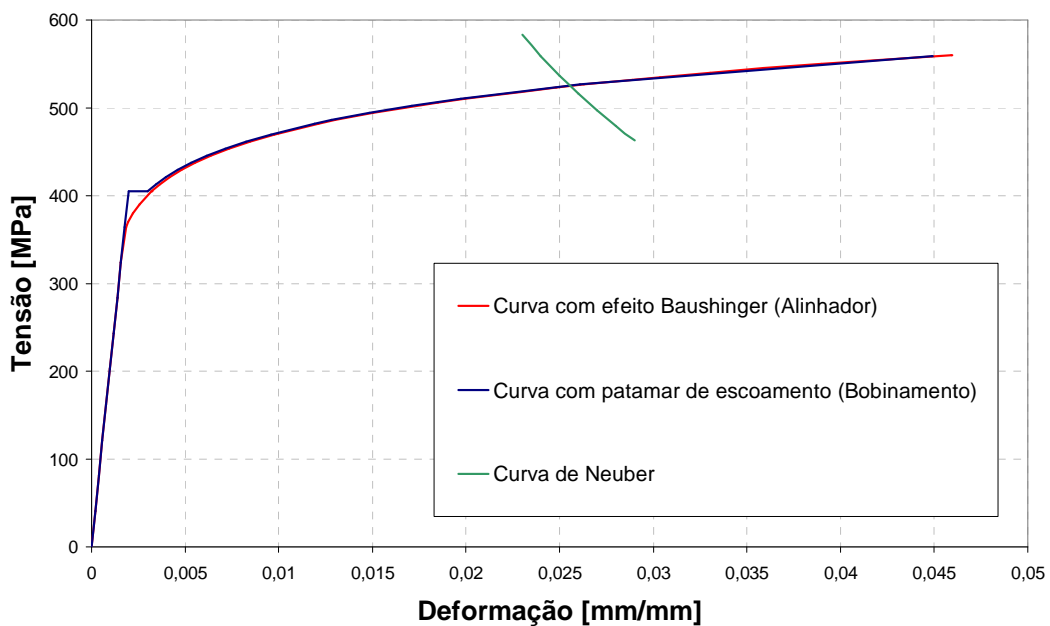


Figura 4.20 Gráfico mostrando a intersecção entre a curva tensão/deformação e a curva representativa da regra de Neuber para as duas etapas de deformação.

No primeiro ciclo de deformação, etapa de bobinamento, o a_0 foi de 2,27 mm com Δa de 0,41 mm. Nessa condição, tamanho de trinca inicial de 2,27 mm o Δa_g máximo admissível de acordo com a Equação 4.4 é de 1,05 mm para toda a etapa de instalação.

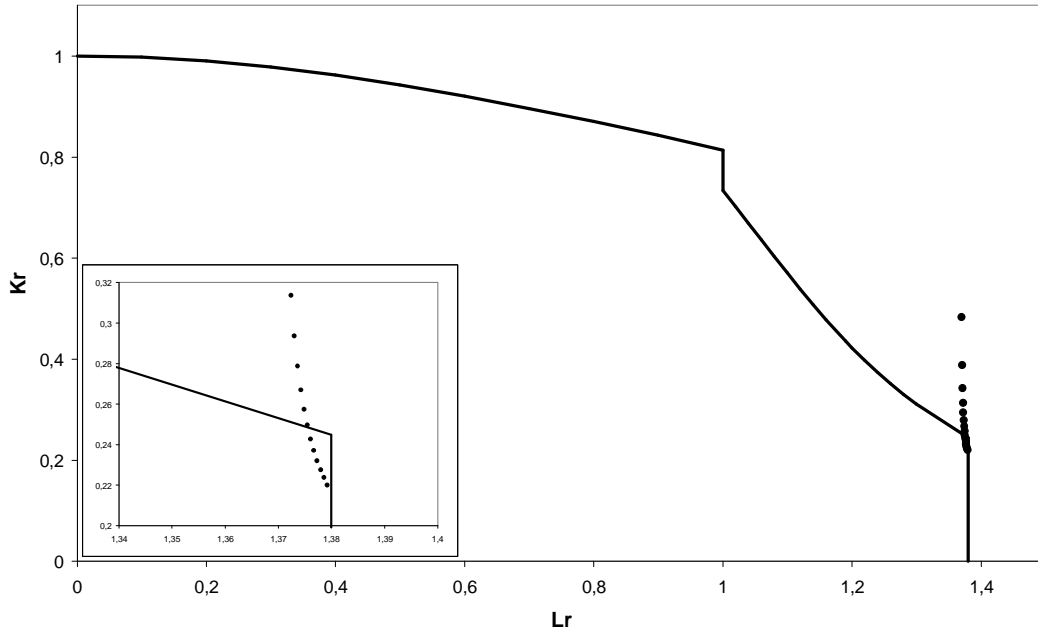


Figura 4.21 Diagrama FAD e o lócus de pontos para a etapa de bobinamento.

Na segunda etapa de deformação, Figura o a_0 inicial foi 2,68 mm e com um estiramento de 0,44 mm. Assim, o estiramento máximo total para as duas etapas de deformação foi de 0,85 mm.

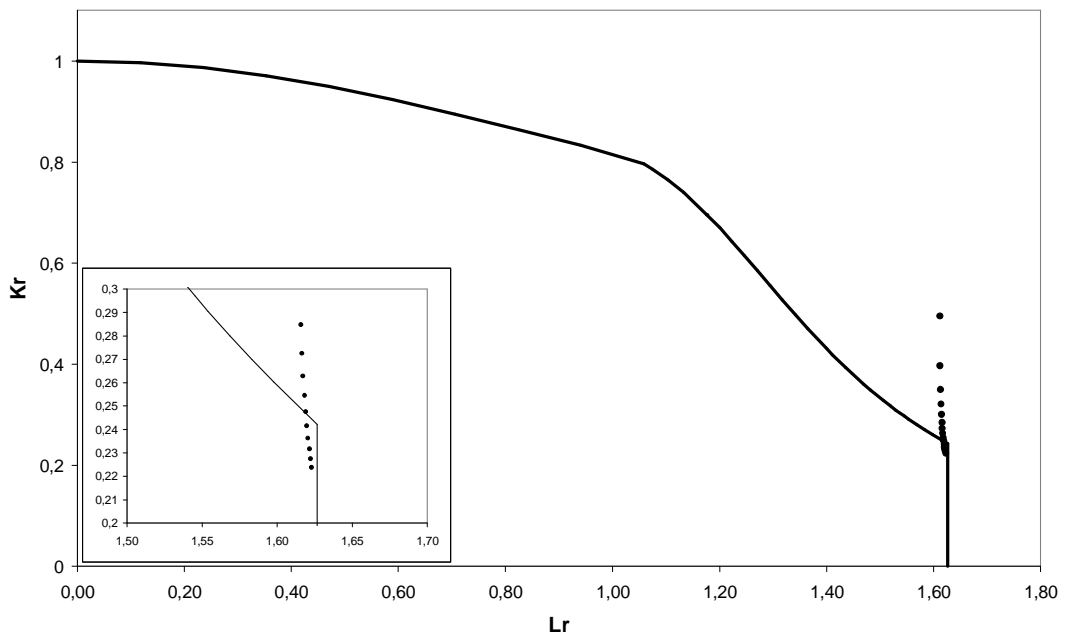


Figura 4.22 Diagrama FAD e o lócus de pontos para a etapa de alinhamento.

Para essa classe de material o estiramento máximo mostrou-se menos determinante que a tensão de referência. Assim o estiramento máximo alcançado de 0,85mm ficou aquém do máximo estipulado para o critério proposto. Ou seja, o duto entra em colapso plástico antes de atingir o estiramento máximo permitido. Neste caso, a resistência mecânica e tenacidade do material mostraram-se inadequados para aplicações onde as deformações plásticas impostas sejam superiores a 1,5%.

Assim, foi realizada outra análise fixando a deformação de bobinamento em 1,2% apenas para fins de comparação entre estiramentos máximos diferentes e seu impacto no tamanho de defeito inicial usando o critério de estiramento proposto neste trabalho. Fixando a deformação em 1,2% as Tensões primárias resultantes são apresentadas na Tabela 4.6. Os estiramentos máximos analisados foram de 0,8mm 1,0 mm e 1,2 mm, comparando-os com os resultados de estiramento máximo pelo critério de J_m .

Tabela 4.6 Dados de tensão e deformação adotados para a análise ECA para deformações de 1,2%.

	e_m [%]	P_m [MPa]	σ_{Neuber} [MPa]	P_b [MPa]
Bobinamento	1,0	502	505	19
Alinhador	1,0	506	505	19

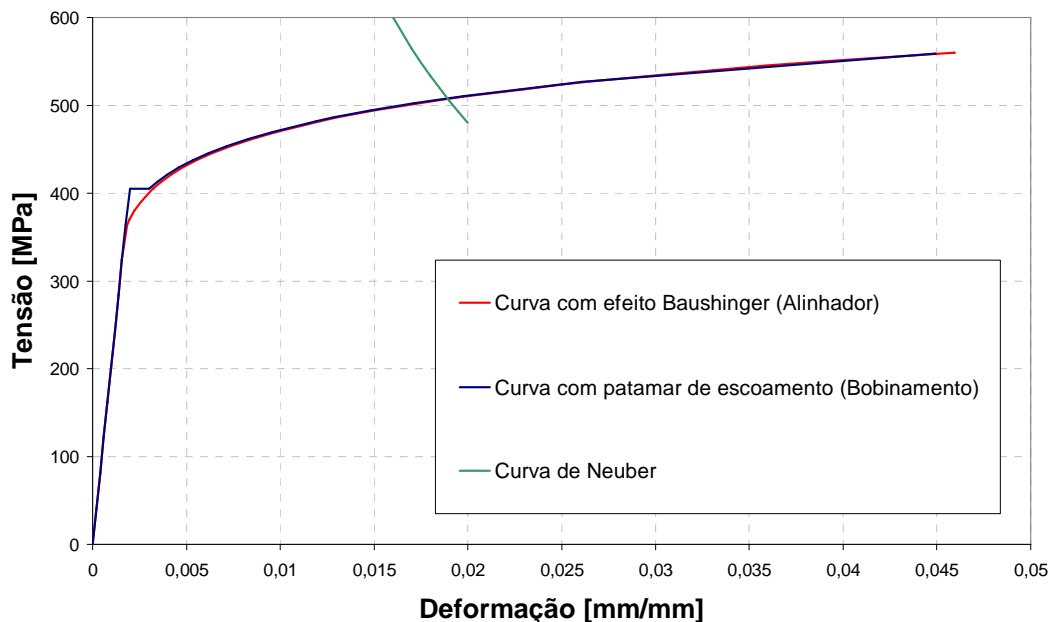


Figura 4.23 Gráfico mostrando a curva tensão/deformação e a curva representativa da regra de Neuber para as duas etapas de deformação.

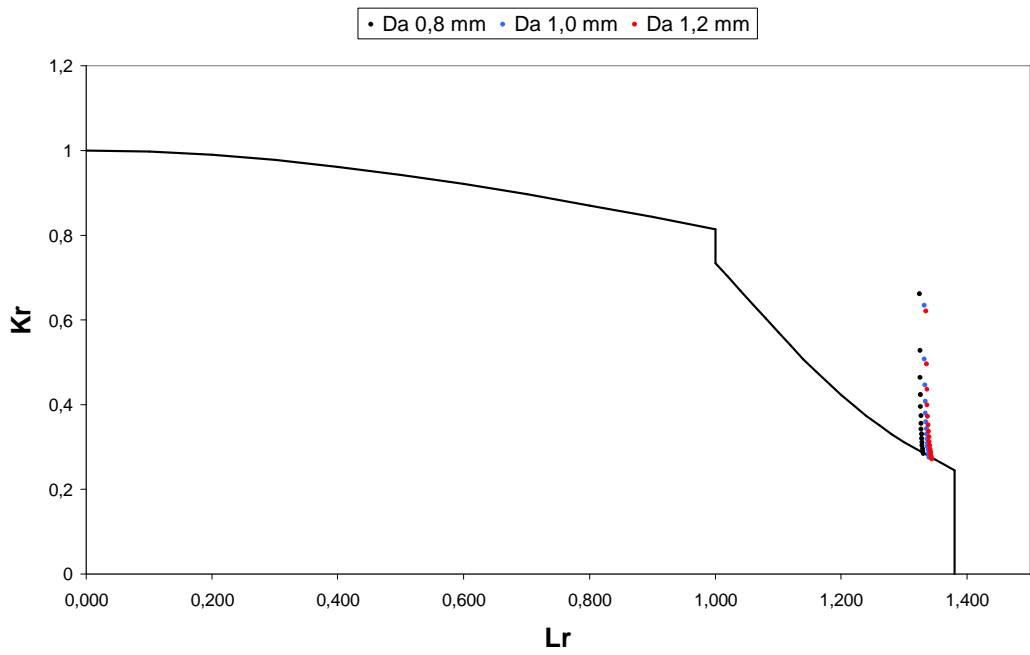


Figura 4.24 Diagrama FAD etapa de Bobinamento para estiramento de 0,8 1,0 e 1,2 mm.

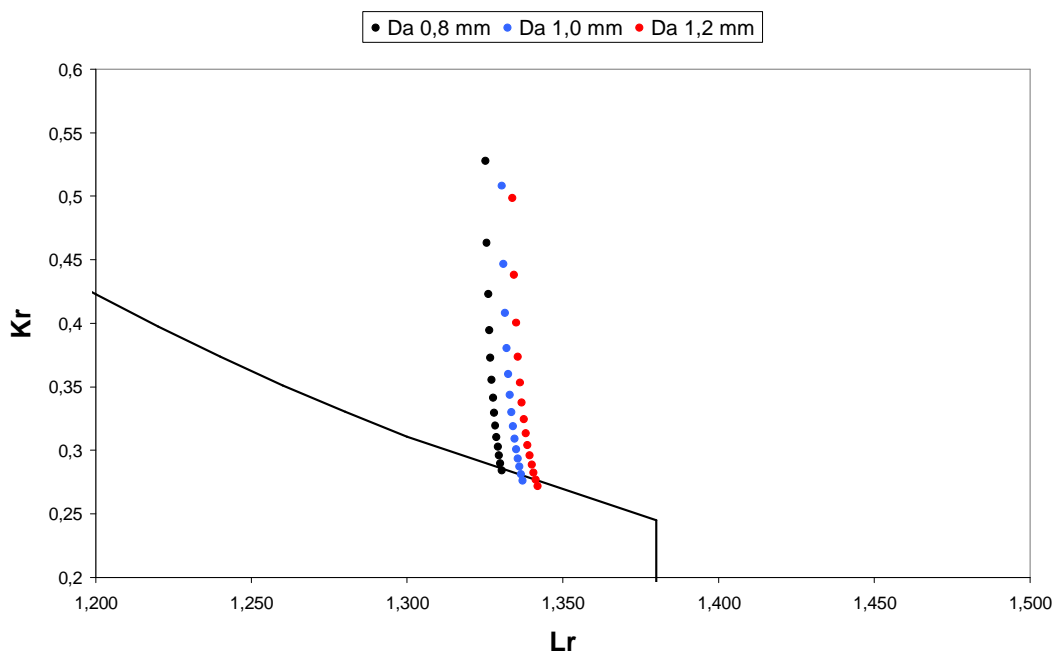


Figura 4.25 Ampliação da Figura 4.24.

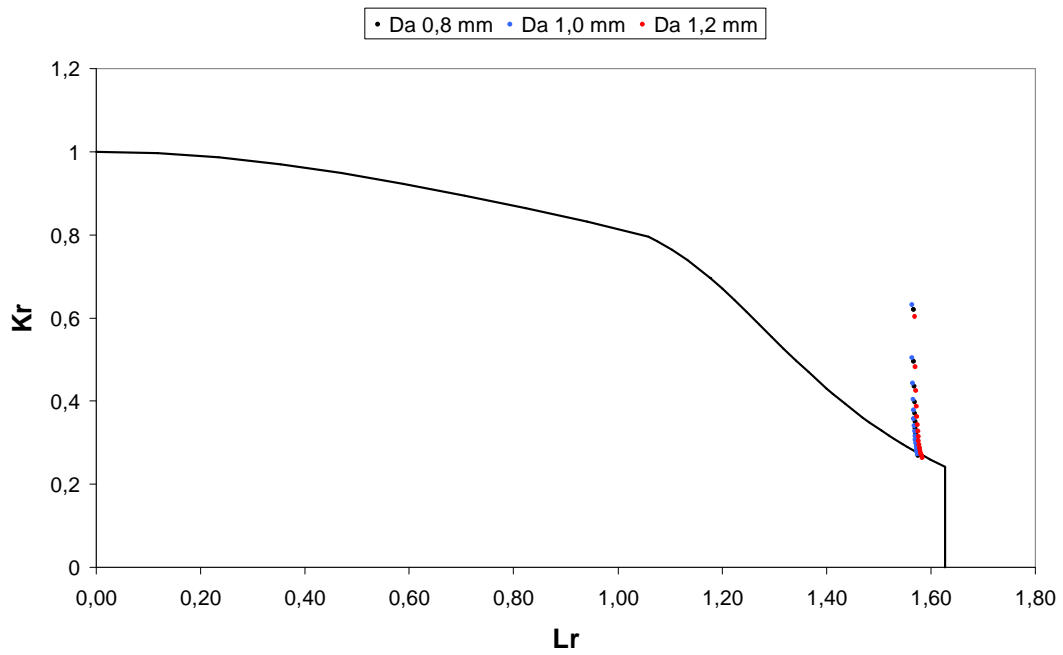


Figura 4.26 Diagrama FAD etapa de Alinhamento para estiramentos de 0,8, 1,0 e 1,2 mm.

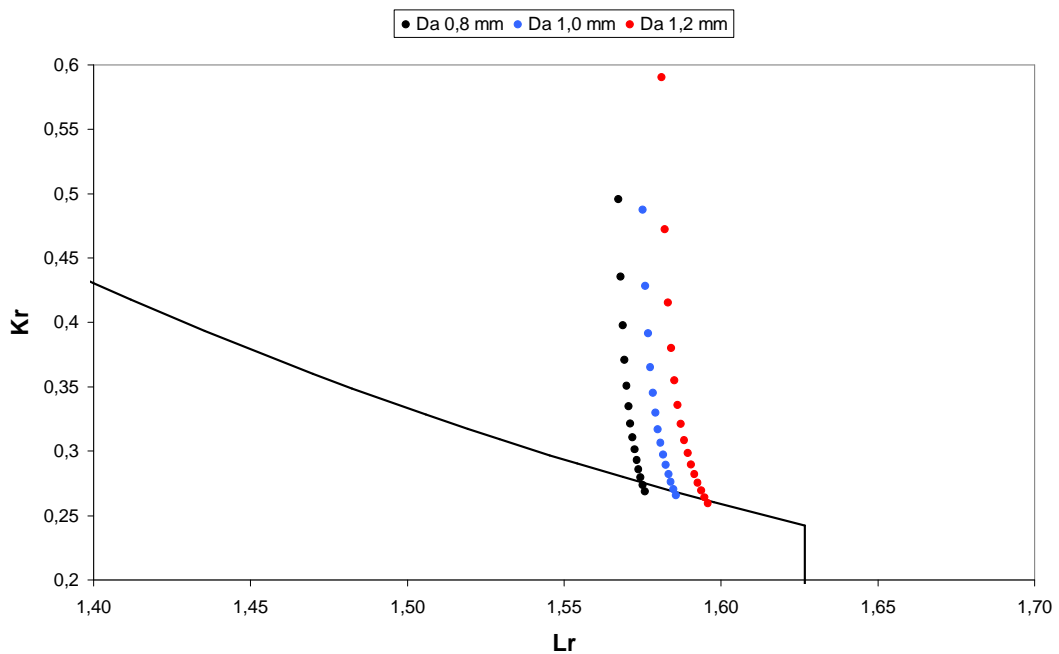


Figura 4.27 Ampliação da Figura 4.26.

A análise do tamanho de defeito inicial em função do estiramento máximo aplicado nas análises de ECA é apresentada na Tabela 4.7 e na Figura 4.28.

Tabela 4.7 Resultados das análises sob deformação de 1,2%.

Δa_g [mm]	a_0 [mm]	Δa máximo* [mm]
0,8	3,32	0,964
1,0	3,74	0,937
1,2	3,9	0,92

*de acordo com Equação 4.4

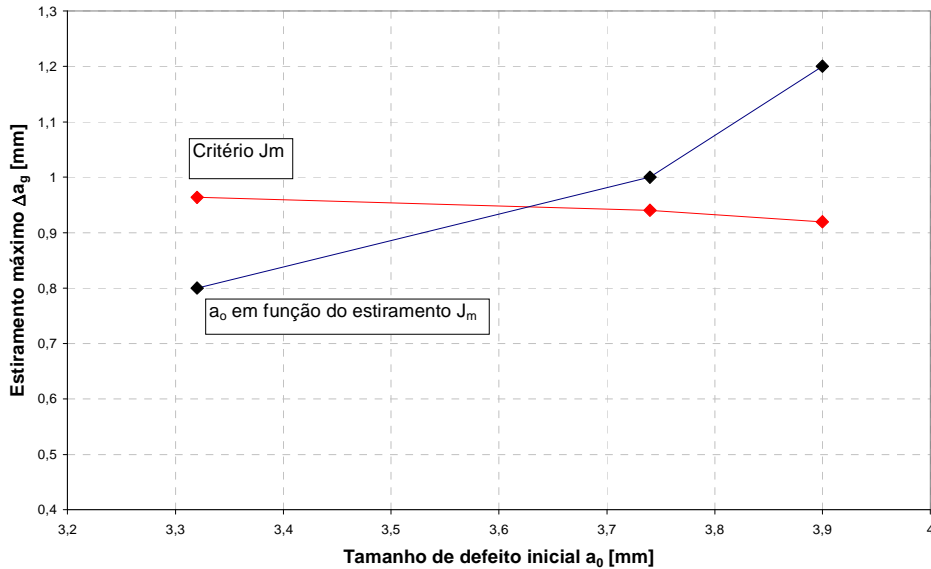


Figura 4.28 Gráfico relação tamanho de defeito inicial versus estiramento máximo Δa_g .

Analisando os resultados, vemos claramente como um aumento do estiramento máximo resulta em um aumento no tamanho de defeito inicial admissível. Embora todas as análises de ECA mostrarem que estes defeitos são toleráveis, os estiramentos de 1,0 e 1,2 mm são superiores aos indicados pelo critério de J_m . Quando analisamos separadamente a curva de resistência J-R (Figura 4.5), podemos inferir que o material suporta estiramentos, sem entrar em colapso, de até 1,6mm, porém para a espessura ensaiada, estes estiramentos ocorrem além do valor de J_m suportado pelo material, acarretando em risco para o duto.

5.0 DISCUSSÃO

Os ensaios de endentação realizados para levantar a resistência mecânica do duto mostram uma pequena variação de resistência ao longo da espessura. A metodologia utilizada nos ensaios de endentação permite a determinação dos coeficientes da equação de Ramberg-Osgood (Equação 4.1), que relacionam a tensão com a deformação para o regime de escoamento plástico. Assim, as curvas tensão/deformação adotadas no diagrama FAD foram construídas segundo a relação de R-O e pelos LE e LR determinados pelo ensaio de endentação. As curvas resultantes mostraram um elevado coeficiente de encruamento, resultando em elevadas tensões para as deformações impostas nos ciclos de deformação plástica resultante do processo de bobinamento.

O levantamento da curva de resistência, embora tenha sido realizada no metal base, serviu de ponto de partida para análises futuras. A grande capacidade de absorver energia sob a forma de deformação plástica resulta em uma elevada resistência a propagação de trinca no modo de carregamento resultante e geometria SENT. Durante a operação de bobinamento, apesar de o processo ser controlado majoritariamente por deformação, ainda há uma concorrência entre deslocamento e força. Sendo que no limite o processo pode ser controlado por força. Assim, apesar de o gráfico J-R não mostrar instabilidade aparente para valores de estiramento elevados, nos ensaios individuais o valor de Integral J está além do J_m para a espessura do corpo de prova, que é a mesma do duto.

As curvas força motriz versus deformação (J vs ϵ) mostraram que, com algum algumas alterações de procedimento, podem ser usadas como ferramenta para avaliação da capacidade de suportar deformação plástica na presença de defeitos. Fazendo-se uma correlação entre a profundidade de trinca, deformação remota e J, pode-se determinar o tamanho de defeito crítico para a deformação exigida durante um processo de bobinamento. Porém, os ensaios foram insuficientes para a formulação de um procedimento seguro para seu uso.

O presente trabalho propôs o uso do valor de J_m como limite de aplicação de estiramentos aceitáveis, sendo essa função da razão entre o tamanho da descontinuidade e a espessura do duto. No ponto onde J é máximo, também configura o limite de carga, assim tanto o critério de deformação quanto o de força pode ser estabelecido como critério para o limite de estiramento. Quanto se aplica um ECA de Nível 3B, temos que estabelecer um limite para o estiramento. A DNV recomenda a adoção de 1 mm como limite máximo, porém em algumas configurações esse limite pode ser conservador, enquanto em outras, não conservador. Ao analisar-se isoladamente a curva J-R podemos precipitadamente afirmar que o material suporta altos valores de estiramento sem entrar em colapso, porém se houver uma mudança no modo de controle do processo para força, tal instabilidade pode ocorrer, além disso, o material ao ser estirado até deformações superiores ao LR, mesmo que localmente, sofre um decréscimo em suas propriedades mecânicas para as etapas posteriores de instalação e operação. Os resultados apresentados na Figura 4.18 e Figura 4.18 mostram que quanto maior o ligamento remanescente maior a capacidade de estiramento do material. Assim, para o grau de resistência do material utilizado para esse estudo, trincas com razão de a/w (a/t) menor que 0,25 suportam estiramentos de até 0,9 mm sem que se atinja o valor de J_m .

As análises realizadas para deformações de 1,2% mostraram como o critério pode ser usado para julgar o limite de estiramento plástico a ser adotado em uma análise de ECA. Para algumas situações até mesmo o limite máximo de 1 mm recomendado pela DNV pode ser não conservativo.

6.0 CONCLUSÃO

Foram realizados ensaios de caracterização mecânica e metalúrgica para a caracterização do material do tubo e este foi classificado como sendo um aço API 5L X60. Ensaios de Endentação foram realizados para determinar os valores de LE de 405 MPa e LR de 564 MPa, bem como os coeficientes de Ramberg-Osgood para assim construir os gráficos tensão/deformação a serem utilizados para construir o diagrama FAD, $K=802$ e $n=0,1096$.

Para a análise de integridade estrutural segundo o Nível 3B da BS 7910 foram realizados ensaios de tenacidade à fratura utilizando corpos de prova SENT, recomendados pela DNV-RP-F108, para a construção da curva de resistência a propagação de trinca J-R. A equação obtida foi $J = 773,63\Delta a^{0,6594}$. Ensaios complementares de tenacidade à fratura em corpos de prova com diferentes profundidades de defeitos foram realizados para avaliar a dependência geométrica no valor de J_m resultando na relação $J_m = 429,33(a/w)^{-0,8469}$.

Com base nos resultados obtidos, foi proposta uma rota de análise complementar aos requerimentos da Norma DNV-RP-F108, estabelecendo uma forma qualitativa de análise do limite de estiramento máximo admissível Δa_g para as etapas de instalação das linhas de dutos. Assim, com ensaios complementares de tenacidade à fratura, é possível estabelecer os valores de estiramento máximos para cada etapa em função da profundidade de trinca.

7.0 RECOMENDAÇÕES TRABALHOS FUTUROS

Realizar análises em juntas soldadas de dutos com as dimensões usuais para aplicações *offshore* instaladas pelo método de bobinamento realizando ensaios em segmentos de duto (*segment testing*) sugerido pela DNV-RP-F108 para ratificar o procedimento.

Construir curvas de força motriz versus deformação remota para uma variedade maior profundidade de defeito e avaliar seu uso como procedimento de análise de integridade para componentes submetidos a ciclos de deformação plástica.

8.0 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AHMED et al., **Elastic-Plastic Analysis of Edge-Notched Panels Subjected to Fixed Grip Loading**, Eng. Fracture Mechanics, Vol. 38, No. 4/5, 1991.

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE, **ANSI/API Specification 5L** 44^{ed.} 2007

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING MATERIALS. **ASTM E 647-00: Standard Methods for Measurement of Fatigue Crack Growth**. West Conshohocken, PA, 2000.

BRITISH STANDARDS INSTITUTE. **BS 7910: Guide on methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures**, BSI, London, 2005

CHIESA et al, **Efficient fracture assessment of pipelines. A constraint-corrected SENT specimen approach**, Eng. Fract. Mech. 68; 527-547, 2001

DNV-RP-F108 - **Fracture Control For Pipeline Installation Methods Introducing Cyclic Plastic Strain**, 2006

HIPPERT, E.J., **Investigação experimental do comportamento dúctil de aços API X-70 e aplicação de curvas de resistência J- Δa para previsão de colapso em dutos**. Tese. Escola politécnica Universidade de São Paulo, 2004.

HUTCHINSON J.W. **Singular behavior at the end of a tensile crack in a hardening material**. J Mech Phys Solids 1968;16:13–31.

HAGGAG F.M., **Field Indentation Microprobe for Structural Integrity Evaluation**, US Patent No. 4 852 397, 1989.

KANINEN, M.F., POPELAR, C.H., **Advances Fracture Mechanics**, Oxford University Press, 1985, 563 p.

KNOTT, J.F., HARRISON, J.D., **Fundamentals of fracture in pipelines**. International seminar of fracture in gas pipelines, Moscow, p 01-26, 1984.

MURTY K.L. Nondestructive determination of tensile properties and fracture toughness of cold worked A36 steel, Int. Pressure Vessel and Piping 1998 75:831-840

PARIS P.C., TADA H., ZAHOOR A. and ERNST H., Instability of the Tearing Model of Elastic-Plastic Crack Growth, ASTM STP 668, (1979) 5.36.

PARIS, P., ERDOGAN, F., A critical analysis of crack propagation laws. J Basics Eng, Trans ASME 1963; 85:528-34.

RAMOS NETO, F.F., Gradientes de Propriedades Mecânicas em Estruturas de Condução de Petróleo, Anais do 14^o congresso de Pós-Graduação da Engenharia Mecânica da Faculdade de Uberlândia, Uberlândia, 2004.

RICE, J.R., A path independent integral and the approximate analysis of strain concentrations. J Appl Mech 1968;35:379–86

RICE J.R., ROSENGREN G.F. Plane strain deformation near a crack tip in a power law hardening materials. J Mech Phys Solids 1968;16:1–12.

SAXENA, A. Nonlinear Fracture Mechanics for Engineers. CRC Press, 1998.

TADA, H., PARIS, P.C., IRWIN, G.R., The Stress Analysis of Cracks Handbook. ASME Press, 2000.