

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.

PPGE3M

COMPARAÇÃO ENTRE OS MÉTODOS CONVENCIONAL E DE PRÉ
TRINCAMENTO COMPRESSIVO PARA A OBTENÇÃO DE CURVAS DE
PROPAGAÇÃO DE TRINCA NO AÇO API 5L X60

Charles Guilherme Kuhn

Dissertação para obtenção do Título de Mestre em Engenharia

Porto Alegre
2011

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.

PPGE3M

COMPARAÇÃO ENTRE OS MÉTODOS CONVENCIONAL E DE PRÉ
TRINCAMENTO COMPRESSIVO PARA A OBTENÇÃO DE CURVAS DE
PROPAGAÇÃO DE TRINCA NO AÇO API 5L X60

CHARLES GUILHERME KUHN
Engenheiro Mecânico

Trabalho realizado no Departamento de Metalurgia da Escola de Engenharia da UFRGS, dentro do Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais – PPGE3M, como parte dos requisitos para obtenção do título de Mestre em Engenharia.

Área de Concentração: Ciência e Tecnologia dos Materiais

Porto Alegre

II

Esta dissertação foi julgada adequada para obtenção do título de Mestre em Engenharia, área de concentração em Ciência e Tecnologia dos Materiais, e aprovada em sua forma final, pelo orientador e pela Banca Examinadora do Programa de Pós-Graduação.

Orientador: Prof. Dr. Telmo Roberto Strohaecker

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Afonso Reguly

Dr. Ricardo Callegari Jacques

Dr. Rubem Manoel de Braga

Prof. Dr. Telmo Roberto Strohaecker

Coordenador do PPGE3M

“A vida é o que acontece com você enquanto você está ocupado fazendo outros planos”

Lennon

Dedico esta dissertação à minha família.

AGRADECIMENTOS

Aos meus pais e Luiz e Reni e minha irmã Michele pelo apoio incondicional durante todas as etapas da minha vida.

Ao meu orientador Prof. Telmo R. Strohaecker.

À minha namorada Anna Elisa pelo constante incentivo.

Aos colegas Cláudio Javier Almiron e Leandro Pereira Costa pela valiosa contribuição na realização deste trabalho.

Aos colegas do LAMEF pela convivência e aprendizado ao longo dos anos.

Aos colegas do grupo GECOR por todo o apoio e estimada amizade.

A todos meus grandes amigos que direta ou indiretamente me apoiaram.

SUMÁRIO

1.	INTRODUÇÃO	1
2.	REVISÃO DA LITERATURA	3
2.1.	Aplicação de dutos na indústria do petróleo.....	3
2.2.	Diretrizes de Projeto.....	4
2.3.	Crescimento de trincas em Sólidos Dúcteis.....	5
2.4.	Mecânica da fratura aplicada à fadiga.....	6
2.5.	Estágios Microscópicos do Crescimento de Trincas.....	7
2.6.	Regimes de crescimento de trinca.....	8
2.6.1.	Regime A de Crescimento.....	8
2.6.2.	Regime B de Crescimento.....	9
2.6.3.	Regime C de Crescimento.....	10
2.7.	Crescimento de trinca próximo ao limiar.....	11
2.8.	Fenômeno de Fechamento de Trinca.....	12
2.8.1.	Fechamento Induzido por Plasticidade.....	14
2.8.2.	Fechamento Induzido por Rugosidade.....	15
2.8.3.	Fechamento Induzido por Óxidos.....	16
2.8.4.	Fechamento induzido por fluidos viscosos.....	17
2.8.5.	Fechamento induzido por transformação de fase.....	17
2.9.	Efeito das sobrecargas sobre a propagação de trincas.....	17
2.10.	Metodologia de ensaio da ASTM E647.....	18
2.10.1.	Método da Amplitude de Carga Constante.....	18
2.10.2.	Método do K-decrescente.....	19
2.10.3.	Método do K_{max} constante.....	21
2.10.4.	Diretrizes apresentadas pela norma ASTM E647.....	21
2.10.5.	Considerações sobre a metodologia do K-decrescente.....	22
2.11.	Método de Trincamento por Compressão.....	23
2.11.1.	Utilização de corpos de prova pré-trincados em compressão na determinação do limiar de propagação de trincas.....	28
2.11.2.	Efeito do Histórico de Carregamento e Critério de Extensão de Trinca.....	30
2.11.3.	Alguns Trabalhos Comparando as Diferentes Técnicas de Ensaio.....	33

3.	PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	35
3.1.	Matriz de Ensaios.....	35
3.2.	Materiais	35
3.3.	Orientação e Geometria dos Corpos de Prova	36
3.4.	Máquinas de Ensaio	37
3.5.	Método e Equipamento de Medição de Trinca.....	38
3.6.	Análise Fractográfica.....	39
3.7.	Método Convencional do K-decrescente.....	39
3.8.	Método da Compressão Seguido de Amplitude Constante (CPCA)	40
3.9.	Considerações Sobre a Determinação das Curvas e do Limiar de Propagação....	44
4.	RESULTADOS E DISCUSSÃO	45
4.1.	Análise da Superfície de Fratura.....	45
4.2.	Análise da iniciação das trincas através de MEV	46
4.3.	Resultados Obtidos nos Ensaios Realizados com R=0,1	47
4.3.1.	Resultado do Método do K-decrescente com R=0,1.....	47
4.3.2.	Resultado do Método CPCA com R=0,1	48
4.3.3.	Comparação Entre os Métodos para R=0,1.....	49
4.4.	Resultados Obtidos nos Ensaios Realizados com R=0,5.....	50
4.4.1.	Resultado do Método do K-decrescente com R=0,5.....	50
4.4.2.	Resultado do Método CPCA com R=0,5	51
4.4.3.	Comparação Entre os Métodos para R=0,5.....	53
4.5.	Comparação Geral para Todos os Ensaios	53
5.	CONCLUSÕES	56
6.	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	58
7.	REFERÊNCIAS	59

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1- Sistema de dutos utilizados na extração do petróleo e gás.	4
Figura 2.2 - Relação entre o crescimento de trinca e a amplitude de carregamento aplicada (SURESH, 1998).	6
Figura 2.3 – Curva da/dN x ΔK e os estágios de propagação de trinca (SURESH, 1998). ..	9
Figura 2.4 – Variação do limiar de propagação de trinca em função da razão de carregamento (SURESH, 1998).	12
Figura 2.5 - Relação entre o fator de intensidade de tensões teórico (K_{teo}) e o medido (K_{med}) durante a fadiga (WALLHEAD, 1998).	13
Figura 2.6 – Envelope Plástico desenvolvido durante o crescimento de trinca por fadiga (SURESH, 1998).	14
Figura 2.7 – Modelo geométrico de fechamento induzido por rugosidade desenvolvido por Suresh e Ritchie (PARRY 2000)	15
Figura 2.8 – Efeito da razão de carregamento R e dos meios no limiar de propagação do aço AISI 4340 (SAXENA; MUHLSTEIN, 1997).	16
Figura 2.9 – Representação do método de variação de carga constante (R-constante) conforme previsto na norma ASTM E647 (KUJAWSKI; SREE, 2009).	19
Figura 2.10 – Método do K-decrescente com decréscimo gradual de força apresentado na norma ASTM E647 (AMERICAN SOCIETY OF TESTING AND MATERIALS ASTM E647-08, 2008).	20
Figura 2.11 – Representação do teste com K_{max} constante (NEWMAN, 2007).	21
Figura 2.12 – Representação das tensões e zonas plásticas no trincamento em compressão (JAMES et al., 2005)	25
Figura 2.13 – Variação do tamanho de trinca a^* em função do tamanho do raio plástico r_p à ponta da trinca. (SURESH, 1985)	26
Figura 2.14 – Ilustração esquemática do tamanho da trinca em função do número de ciclos no centro e nas superfícies de um corpo de prova plano submetido a compressão cíclica (PIPPAN, 1988).	28
Figura 2.15 – Curva típica de propagação de trincas sob carregamento de amplitude constante pré trincado em compressão (CPCA) e K-decrescente (NEWMAN et al., 2005).	29
Figura 2.16 - Método CPCA com representação esquemática dos passos de carregamento e razão de carregamento constante: mudança na amplitude de carregamento (a);	

crescimento da trinca (b); curva padrão de propagação da trinca (c) e determinação da curva-R para o limiar de propagação de trinca (TABERING; PIPPAN, 2001).....	30
Figura 2.17-Efeito de sobreposição das tensões residuais de pré-trincamento com a carga aplicada K_{max} (JAMES et al., 2005).....	31
Figura 3.1 – Orientação dos corpos-de-prova classificada como C-L de acordo com a norma ASTM E399.	36
Figura 3.2 – Corpo de prova tipo C(T) utilizado nos ensaios pelo método do K-decrescente.	37
Figura 3.3 – Corpo de prova tipo C(T) com entalhe em V de 45° utilizado nos ensaios pelo método CPCA.....	37
Figura 3.4 – Máquinas servo-hidráulicas utilizadas nos ensaios. À esquerda o modelo MTS 810 e à direita o modelo MTS 858.	38
Figura 3.5 – Vista em corte do dispositivo de trincamento em compressão.	41
Figura 3.6 – Medição da pré trinca através do analisador de imagens ImageJ®.	42
Figura 4.1 Fractografias das superfícies de fratura dos corpos de prova.	46
Figura 4.2 – Análise das superfícies de fratura na região de iniciação das trincas junto ao entalhe dos corpos de prova para os quatro corpos de prova ensaiados.....	47
Figura 4.3 – Curva de propagação de trinca obtida para o corpo de prova LR_01.....	48
Figura 4.4 - Curva de propagação de trinca obtida para o corpo de prova CPCA_01.	49
Figura 4.5 – Comparação entre os diferentes métodos para $R=0,1$	50
Figura 4.6 - Curva de propagação de trinca obtida para o corpo de prova LR_05.	51
Figura 4.7 - Curva de propagação de trinca obtida para o corpo de prova CPCA_05.	52
Figura 4.8 - Comparação entre os diferentes métodos para $R=0,5$	53
Figura 4.9 – Comparação geral de todas as condições ensaiadas.....	55

LISTA DE TABELAS

Tabela 2-1- Resumo das características das diferentes regimes de crescimento de uma trinca (SURESH 1998).	10
Tabela 3-1 – Matriz de ensaios realizados no trabalho.	35
Tabela 3-2 - Composição química percentual em peso para a liga de aço API 5L X60. ...	35
Tabela 3-3 – Propriedades mecânicas requeridas para a liga API 5L X60.	35
Tabela 3-4 – Parâmetros de geometria e de pré-trincamento dos corpos de prova ensaiados pelo método do K-decrescente.....	40
Tabela 3-5 - Parâmetros de geometria e de pré-trincamento dos corpos de prova pré-trincados pelo método de compressão.	41
Tabela 3-6 – Resumo dos parâmetros utilizados e dos valores obtidos nos critérios de extensão de trinca.	43
Tabela 3-7 – Resumo dos parâmetros utilizados e observados no início dos ensaios com pré-trincamento em compressão.....	43
Tabela 4-1 – Tabela comparativa dos principais resultados obtidos para todas as condições ensaiadas.....	55

LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

da/dN	Taxa de propagação da trinca;
K	Fator de intensidade de tensões
ΔK	Variação do fator de intensidade de tensões;
$CPCA$	Compression precracking constant amplitude;
a	Tamanho da trinca;
N	Número de ciclos;
$\Delta\sigma$	Variação de tensão
σ_{min}	Tensão mínima;
σ_{max}	Tensão máxima;
K_{min}	Fator de intensidade de tensões mínimo;
K_{max}	Fator de intensidade de tensões máximo;
$\Delta K_{th}, \Delta K_0$	Limiar de propagação da trinca
K_{ab}	Fator de intensidade de tensões na abertura da trinca;
K_c, K_{Ic}	Valor crítico do fator de intensidade de tensões;
R	Razão de carregamento;
ΔK_{apl}	Variação do fator de intensidade de tensões aplicado;
K_{cl}	Fator de intensidade de tensões no fechamento da trinca;
ΔK_{eff}	Variação efetiva do fator de intensidade de tensões;

K_{teo}	Fator de intensidade de tensões teórico;
K_{med}	Fator de intensidade de tensões medido;
P_{max}	Carga máxima aplicada;
P_{min}	Carga mínima aplicada;
ΔP	Variação da carga aplicada;
σ_{ys}	Tensão de escoamento do material;
a^*	Tamanho de saturação da trinca;
r_p, ρ_c, r_{cp}	Tamanho do raio plástico;
$C(T)$	Corpo de prova compacto de tração;
$\Delta K_{eff th}$	Variação do fator de intensidade de tensões sem fechamento de trinca;
Δc	Tamanho de extensão de trinca;
K_{cp}	Fator de intensidade de tensões compressivo;
W	Dimensão característica do corpo de prova;
B	Espessura do corpo de prova;
a_{pt}	Tamanho da pré trinca com entalhe;
ΔK_i	Fator de intensidade de tensões inicial;
ΔK_c	Fator de intensidade de tensões no início do crescimento contínuo;
ΔK_p	Passo de variação no fator de intensidade de tensões;
σ_χ	Média entre a tensão de escoamento e a tensão máxima do material;
$CTOD$	Crack tip opening displacement.

RESUMO

A crescente produção de petróleo, destacada em função da descoberta dos campos do pré-sal em território brasileiro, tem aumentado a demanda por tubulações de transporte de óleo e gás. Uma vez que estas tubulações estão sujeitas às solicitações impostas pelas correntes marítimas bem como variação de pressões internas é necessária uma criteriosa análise da vida em fadiga de tais componentes. Os códigos atuais de projeto baseados no conceito de adequação ao serviço e tolerância a defeitos, como o API 579 e a BS 7910, definem diretrizes para a análise de componentes que apresentem defeitos do tipo trinca bem como as características esperadas para os materiais frente as mais variadas aplicações. Estudos recentes apontam considerável dispersão de resultados para os métodos de obtenção do limiar de propagação de trincas realizadas pela técnica do K-decrescente como é o caso da norma ASTM E647. Por outro lado, nos últimos anos, alguns trabalhos têm apresentado técnicas alternativas na obtenção das curvas de propagação de trinca como é o caso da técnica conhecida como CPCA (*compression precracking constant amplitude*). Através de tal técnica de ensaio seriam obtidos valores inferiores de limiar e, portanto, mais conservadores do que os obtidos pela técnica convencional uma vez que os fenômenos de fechamento de trinca seriam suprimidos. Este trabalho emprega corpos de prova do aço API 5L X60 tipo C(T) comparando quatro curvas de $da/dN \times \Delta K$ obtidas pelos métodos CPCA e convencional onde é variada a razão de carregamento (R) com valores distintos de 0,1 e 0,5. Os resultados obtidos demonstram que o método CPCA apresentou menores valores de limiar de propagação quando comparados ao método convencional. Embora para a razão de carregamento de 0,5 tal resultado fique evidente este é ainda mais pronunciado para a razão de 0,1.

ABSTRACT

The spread in oil production has increased the demand for pipelines transporting oil and gas mainly due to the discovery of the pre-salt fields in Brazil. Since the pipes are subjected to the loads imposed by water currents and internal pressure variations is necessary to conduct a careful analysis of the fatigue endurance of these components. The current design codes based on fitness-for-service and flaw acceptability concepts, as the API 579 and BS 7910, define guidelines for the analysis of components that have crack-like defects and the expected material properties for several applications. Recent studies have shown anomalous fatigue crack growth data generated by the K-decreasing method presented in ASTM E 647 standard. On the other hand the latest researches have presented alternative techniques for obtaining the crack propagation curves. One of the widespread techniques is known as CPCA method (compression precracking constant amplitude). CPCA technique provides lower crack propagation thresholds than the load reduction methods since the crack closure mechanisms are suppressed. This work compares da/dN vs. ΔK curves obtained by conventional and CPCA method. The samples were C(T) type specimens machined of an API 5L X60 steel. Tests were conducted under load stress ratios of 0.1 and 0.5. The obtained results shown lower crack propagation thresholds for the CPCA technique compared to the conventional method. The differences between tests methods were more pronounced for stress ratio of 0.1 although they were also clear for stress ratio of 0.5.

1. INTRODUÇÃO

O aumento da produção de petróleo em território brasileiro, especialmente em águas profundas com a descoberta do pré-sal, aumentou consideravelmente a demanda por tubulações para o escoamento da produção. Entre os materiais mais utilizados na confecção de dutos podem-se destacar os da classe API 5L dos quais podemos citar o X60 pela sua larga utilização em dutos rígidos.

Uma vez que os dutos estão sujeitos à variação de pressões internas bem como estão expostos aos efeitos das correntes marítimas é indispensável que a vida em fadiga dos componentes em operação seja cuidadosamente analisada.

Os códigos atuais de projeto prevêm uma metodologia onde é possível analisar a adequação ao serviço mesmo de componentes que já possuam algum tipo de defeito. Desta forma, é possível delinear a aplicação de um determinado componente e estimar sua vida remanescente desde que se conheçam as condições às quais o componente está exposto bem como suas propriedades frente a estes meios.

Dentre as normas que atuam no sentido de adequação ao serviço podemos citar o documento API 579 (Fitness-For-Service) e a Norma Britânica BS 7910. Esses documentos apresentam metodologias de análise de defeitos do tipo trinca bem como definem as propriedades mínimas exigidas para os materiais de acordo com as suas aplicações.

No entanto, a aplicação de tais códigos requer muitas vezes, além de avançadas técnicas de inspeção por ensaios não destrutivos, técnicas de ensaio que produzam dados confiáveis e conservadores no que diz respeito aos fatores de segurança.

Nos últimos anos os procedimentos convencionais de obtenção das curvas de fadiga que foram compilados em norma no final da década de 70, em especial os que objetivam a obtenção do limiar de propagação de trincas através do método do K-decrescente como é o caso da ASTM E647 têm sido postos em discussão, pois produziriam resultados pouco conservadores para as regiões iniciais da curva da $dN \times \Delta K$. Tais anomalias estariam relacionadas diretamente com o histórico de carregamento induzido no pré trincamento do corpo de prova.

Por outro lado, técnicas baseadas no pré trincamento em compressão têm demonstrado sucesso na obtenção do limiar de propagação de forma mais conservadora

que o método convencional. Embora ainda não incorporada à norma o método conhecido como CPCA (compression precracking constant amplitude) é uma técnica onde o corpo de prova é pré trincado através de cargas compressivas e então submetido ao ensaio com amplitude constante de carregamento trativo.

Ainda que pouco difundida, diversos trabalhos recentes apresentam resultados promissores utilizando a técnica CPCA. De uma forma geral, os resultados de limiar obtidos por esta técnica são mais baixos do que os produzidos pelas técnicas convencionais o que estaria ligado principalmente à supressão dos fenômenos de fechamento de trinca e, por consequência, um maior ΔK efetivo à ponta da trinca.

Neste contexto, o presente trabalho tem como principal objetivo comparar a técnica CPCA com o método convencional do K-decrescente para o aço classificado como API 5L X60. O trabalho concentrou esforços na construção de quatro curvas $da/dN \times \Delta K$ com duas razões de carregamento distintas e variação das técnicas de ensaio. A partir das curvas obtidas é possível identificar e quantificar as principais diferenças entre as técnicas bem como identificar possíveis limitações e vantagens do uso da técnica CPCA.

2. REVISÃO DA LITERATURA

A seguir são apresentados alguns tópicos com relevância para o desenvolvimento do trabalho. Inicialmente são abordados alguns assuntos de caráter gerais e introdutórios e ao longo do texto os tópicos vão sendo aprofundados de forma a abordar os temas mais específicos envolvidos no trabalho.

2.1. Aplicação de dutos na indústria do petróleo

Nas últimas décadas, houve um aumento significativo na demanda mundial por tubos para polidutos de grande vazão. No Brasil, este aumento pode ser atribuído ao crescimento contínuo da produção de petróleo e à maior utilização do gás natural na matriz energética nacional. Além de exigir a utilização intensiva da malha dutoviária já existente no país, o aumento da demanda vem impulsionando também o seu crescimento (HIPPERT; RUGGIERI, 2003).

Recentemente, a indústria petrolífera brasileira entrou em uma nova fase com o início da exploração dos campos do pré-sal. A exploração de poços com profundidade total de até cinco mil metros, ultrapassando uma lâmina d'água de mais de dois mil metros, exige um modelo complexo de armazenamento bem como de escoamento da produção (Figura 2.1) (<www.agenciabrasil.gov.br>).

As tubulações de transporte de gás e óleo que fazem a ligação entre os equipamentos localizados no fundo do mar e as plataformas na superfície são conhecidas como “Risers”. Existem diversos tipos de *risers* para diferentes aplicações, e dentre eles os dutos conhecidos como *risers* rígidos são vastamente utilizados em águas profundas por apresentarem algumas vantagens sobre os demais como o aumento da relação de diâmetro pelo peso e também o menor custo. No entanto, o projeto e operação destes componentes por longos períodos requer uma análise detalhada do material frente às condições de meio e carregamento aos quais estão ou serão submetidos (<www.twi.co.uk>).

As características requeridas pelos dutos utilizados para transporte de óleos e gases em *risers* rígidos, exigem o emprego de aços de alta resistência mecânica, elevada tenacidade à fratura, boa soldabilidade e resistência aos efeitos prejudiciais do meio ambiente e do fluido transportado.

Nas tubulações submarinas, além da contribuição das ondas, as correntes marítimas podem gerar vibrações induzidas por vórtices e, assim, tensões cíclicas atuantes estarão

sempre presentes e, em consequência, o dano por fadiga é uma variável que deve ser considerada. Por tais motivos torna-se de grande valia o estudo das taxas de crescimento de trincas por fadiga no material assim como o efeito de sobrecargas sobre a vida remanescente do componente (BUSCHIAZZO et al., 2006).



Figura 2.1- Sistema de dutos utilizados na extração do petróleo e gás (<www.agenciabrasil.gov.br>).

2.2. Diretrizes de Projeto

A falha de componentes mecânicos e estruturas tem sido uma preocupação na engenharia já de longa data. O fato é que a falha de componentes e estruturas representa riscos de acidentes, às vezes com perdas de vidas, ou que um determinado equipamento deixe de operar, representando perdas econômicas importantes (FRAINER, 2007).

Procedimentos de análise de fratura desempenham um importante papel nas fases de projeto, fabricação e operação de componentes pressurizados, tais como: vasos de pressão, sistemas de dutos e tanques de armazenamento. Uma cuidadosa estimativa da pressão de falha nos dutos de transporte de gás e petróleo sob alta pressão incluindo componentes terrestres e marítimos se faz essencial para a confiabilidade do projeto. No momento que um componente entra em operação, avançados procedimentos de análise de integridade se tornam indispensáveis para que se possa determinar o tamanho admissível

de defeitos presentes. A partir de tais análises serão tomadas decisões quanto à vida remanescente dos componentes, bem como à necessidade de paradas ou reparos. Tais procedimentos visam ainda assegurar que se tenha uma operação livre de falhas evitando prejuízos financeiros bem como danos ao meio ambiente.

Os códigos de projeto, (dentre eles: API 1104, CSA Z662, API 510 e API 570) fornecem suporte para os procedimentos de soldagem, inspeção e testes em dutos. No entanto, enquanto tais códigos contemplam critérios simples de aceitabilidade de defeitos de fabricação baseados em padrões de qualidade e simples avaliações de tenacidade à fratura, estes, por sua vez, não especificam diretrizes de “adequação ao uso” (do inglês *fitness-for-service*) para defeitos do tipo trinca que venham a ser detectados em operação.

Pelo conceito de adequação ao uso um componente é considerado apto à operação desde que não atinja a combinação das condições propícias à falha. Assim, componentes com defeitos menos severos do que os padrões de qualidade, expressos nas normas, podem ser facilmente considerados aptos ao serviço sem maiores restrições. Por outro lado, componentes que apresentam defeitos mais severos, e que seriam considerados automaticamente inaptos pelos padrões convencionais de qualidade, poderiam entrar em operação desde que se faça uma minuciosa análise crítica para as condições de carregamento e meio ambiente similares às aquelas encontradas na aplicação do componente.

Objetivando suprir a necessidade de diretrizes para a análise de “adequação ao uso” de componentes o “Americam Petroleum Institute” (API) desenvolveu a prática denominada API 579 (*Recommended practice for fitness-for-service*) onde são abordados diversos tipos de defeitos possíveis durante a operação dos equipamentos, e dentre eles estão os defeitos do tipo trinca. Também no sentido de propiciar uma análise para a aceitabilidade de defeitos em estruturas metálicas a British Standards Institution desenvolveu a norma BS 7910 (*Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures*) (CRAVERO; RUGGIERI, 2006; ANDERSON; OSAGE, 2000; API RP 579, 2007; BS 7910, 2005).

2.3. Crescimento de trincas em Sólidos Dúcteis

A taxa de crescimento de uma trinca sujeita a uma amplitude de carregamento constante é expressa em termos de incremento do tamanho da trinca por ciclo, da/dN , onde o (**a**) representa o tamanho da trinca e o (**N**) o número de ciclos imposto. A taxa de crescimento para diferentes condições de carregamento é determinada de forma

experimental através do monitoramento do tamanho da trinca durante um determinado número de ciclos. Quando a amplitude de carregamento é mantida constante, em geral, a taxa de propagação da trinca aumenta com o aumento do número de ciclos impostos. Além disso, maiores amplitudes de carregamento implicam em um aumento da taxa de propagação observada (Figura 2.2) (SURESH, 1998; SAXENA; MUHLSTEIN, 1997).

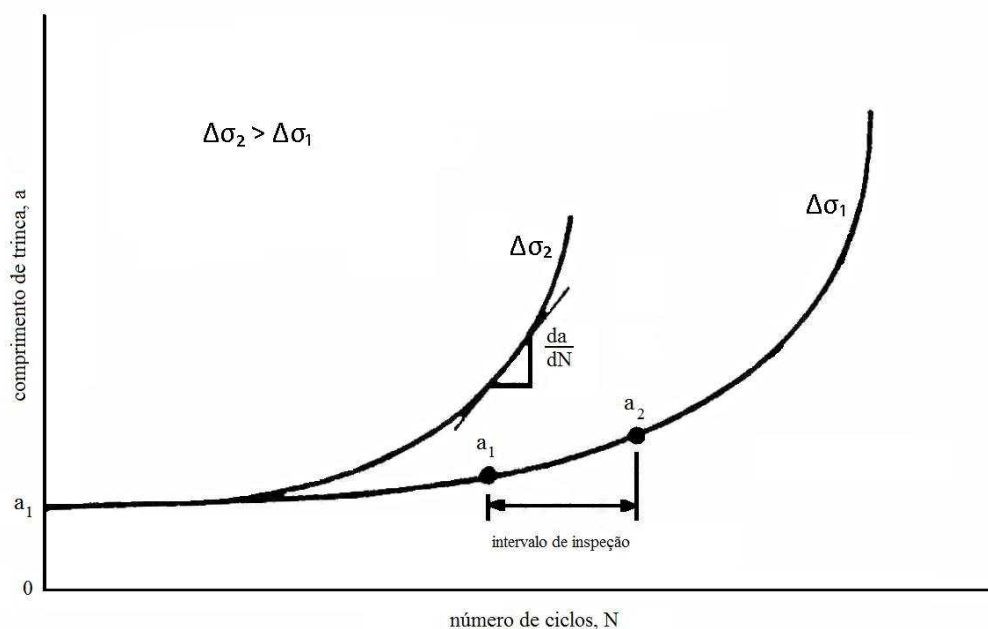


Figura 2.2 - Relação entre o crescimento de trinca e a amplitude de carregamento aplicada (SURESH, 1998).

2.4. Mecânica da fratura aplicada à fadiga

Um dos grandes trunfos do projeto em fadiga foi o desenvolvimento de métodos confiáveis de caracterização do crescimento de trinca levando em consideração um parâmetro que quantifica as propriedades intrínsecas de resistência do material ao trincamento por fadiga. Este parâmetro traz consigo informações combinadas de tensão aplicada bem como da geometria tanto do corpo de prova quanto da trinca em si. Tal parâmetro pode ser aplicado aos componentes mecânicos através de uma análise adequada. Assim, a vida em fadiga de um componente poderá ser estimada com base em resultados experimentais obtidos em corpos de prova de laboratório.

Quando as tensões cíclicas aplicadas a um componente são pequenas, de forma que a deformação plástica ao redor da trinca pode ser considerada como uma pequena perturbação em um campo de tensões elásticas, então, as formulações da mecânica da fratura linear elástica fornecem uma boa descrição do fenômeno da fratura por fadiga.

Ainda na década de sessenta pesquisas sugeriram que para uma variação cíclica de um campo de tensões a caracterização da taxa de crescimento de trinca poderia ser correlacionada com a variação do fator de intensidade de tensões aplicado (ΔK),

$$\Delta K = K_{\max} - K_{\min} \quad (1)$$

Sendo K_{\max} e K_{\min} , respectivamente, o valor máximo e o valor mínimo do fator de intensidade de tensões aplicados em cada ciclo. Ainda nos anos sessenta pesquisadores desenvolveram uma relação empírica relacionando o parâmetro de crescimento de trinca da/dN com a variação do fator de intensidade de tensões (ΔK). Embora, inicialmente considerada controversa, diversos resultados experimentais demonstraram a sua validade para uma grande variedade de materiais e condições e por isso é considerada, atualmente, a expressão mais usual na análise de crescimento de trincas. Tal expressão é mundialmente conhecida como equação de Paris-Erdogan e é expressa por:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (2)$$

onde C e m são constantes de escala que são influenciadas por variáveis tais como: a microestrutura do material, o meio, a temperatura, a frequência de carregamento, a forma de onda e a razão de carregamento. A razão de carregamento é definida conforme a seguinte equação (SURESH, 1998; SAXENA; MUHLSTEIN, 1997; BRANCO et al., 1986).

$$R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} = \frac{K_{\min}}{K_{\max}} \quad (3)$$

Onde σ_{\min} e σ_{\max} são, respectivamente, a tensão mínima e máxima aplicadas ao corpo de prova.

2.5. Estágios Microscópicos do Crescimento de Trincas

As características microscópicas das trincas de fadiga são fortemente afetadas pelas características de escorregamento de planos do material, dimensões características da

microestrutura e carregamento aplicado bem como pela plasticidade induzida na região próxima à ponta da trinca. Nos materiais dúcteis o crescimento de trinca é visto como um processo de intensa deformação localizada nas bandas de escorregamento próximas à ponta da trinca.

Quando a trinca e a zona de deformação plástica associada a esta estão contidas dentro de poucos grãos o crescimento da trinca se dá predominantemente por cisalhamento na direção do sistema primário de escorregamento, recebendo a denominação de estágio microscópico I de crescimento. Neste estágio a trinca apresenta aspecto facetado ou serrilhado.

Por outro lado, quando o valor do fator de intensidade de tensões possui maior magnitude a zona plástica na ponta da trinca engloba muitos grãos. O processo de crescimento envolve simultaneamente ou alternadamente o fluxo do material ao longo de dois sistemas de deslizamento, recebendo a denominação de estágio II de crescimento. A trinca pode ser observada a olho nu e cresce perpendicularmente à tensão máxima principal no caso de um campo de tensões uniaxial. Geralmente este estágio de crescimento resulta em uma superfície de fratura com estrias, porém em muitos materiais este efeito não é observado (SURESH, 1998; BRANCO et al., 1986).

2.6. Regimes de crescimento de trinca

A relação linear entre da/dN e ΔK desenvolvida por Paris possui validade apenas dentro de um determinado intervalo da curva de propagação de trinca de um dado material. Em valores extremos de ΔK , tanto acima quanto abaixo do regime de Paris ocorre um rápido aumento da taxa de propagação da trinca para um dado aumento de ΔK . Para a maioria dos materiais de engenharia a curva de propagação $\log da/dN$ vs. $\log \Delta K$ apresenta uma variação sigmoïdal conforme ilustrado na Figura 2.3. Nesta curva pode-se identificar três regimes distintos que são:

2.6.1. Regime A de Crescimento

Regime no qual a média de incremento de trinca por ciclo é menor do que o espaçamento atômico do material. Tal regime é associado com um limiar de propagação de trinca representado por ΔK_{th} (*threshold*). Abaixo deste limiar, a trinca permanece parada ou cresce a taxas não detectáveis ou inferiores a 10^{-7} mm/ciclo. O valor de ΔK_{th} é fortemente influenciado por obstáculos, tais como vazios e inclusões, bem como pelo fechamento da

trinca indizado pela deformação plástica. O fechamento se dá porque a trinca cresce cortando um material previamente deformado pela zona plástica que sempre a acompanha. As faces da trinca ficam contidas em um envelope de tensões residuais que as comprimem quando descarregadas e só abrem paulatinamente ao serem carregadas. Logo acima do valor de limiar ocorre um abrupto crescimento na taxa de da/dN com o aumento de ΔK . O regime A vai do limiar ΔK_{th} até taxas de 10^{-7} a 10^{-6} mm/ciclo, ou seja, até taxas da ordem de um espaçamento atômico por ciclo.

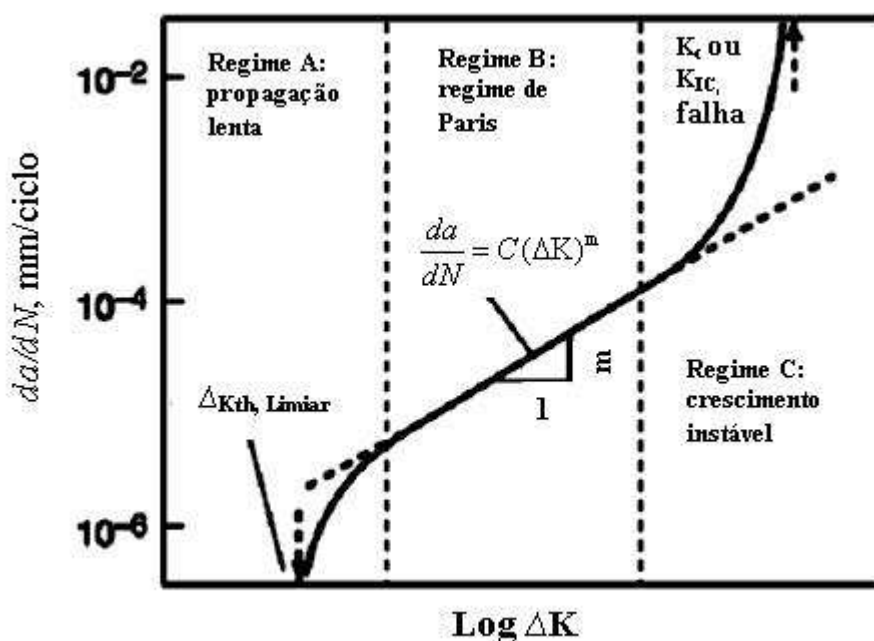


Figura 2.3 – Curva $da/dN \times \Delta K$ e os estágios de propagação de trinca (SURESH, 1998).

2.6.2. Regime B de Crescimento

É também conhecido como o regime de Paris e apresenta uma variação linear quando são representados graficamente os valores de $\log da/dN$ pelo $\log \Delta K$. A lei de propagação da/dN é governada pelas deformações cíclicas que acompanham a ponta da trinca sendo pouco sensível à microestrutura, à carga média e à espessura da peça. Nesta fase a gama das deformações cíclicas depende fundamentalmente do ΔK e tanto a carga de abertura da trinca (K_{ab}) quanto a tenacidade à fratura do material (K_{IC}) têm pouca influência na taxa de propagação. Nesta fase as taxas de propagação vão da ordem de $10^{-7} \sim 10^{-6}$ mm/ciclo até valores da ordem de $10^{-3} \sim 10^{-2}$ mm/ciclo, ou seja, de cerca de um espaçamento atômico até a ordem de um tamanho de grão por ciclo. As fraturas de fadiga

resultantes deste regime são normalmente fáceis de identificar ao microscópio eletrônico de varredura por apresentarem estrias. Em ambientes agressivos ou alguns materiais de alta resistência, tais estriações, no entanto, são pouco ou não perceptíveis.

2.6.3. Regime C de Crescimento

Já no regime C de crescimento de trinca, onde os valores de ΔK são elevados, observa-se que a taxa de propagação de trinca aumenta rapidamente levando à falha catastrófica do material. A falha ocorre quando $K_{max}=\Delta K/(1-R)$ atinge o valor de tenacidade crítica (K_c) do material. Os mecanismos de fratura podem ser tanto dúcteis como frágeis. Como este regime depende de K_{max} e de K_c , logo, é sensível à carga média e aos fatores que influenciam a tenacidade do material, como a microestrutura, o meio ambiente e a espessura da peça (SURESH, 1998; BRANCO et al. 1986; MIRANDA, 2003; STROHAECKER, 2009).

As características de cada regime de propagação são resumidas na Tabela 2-1.

Tabela 2-1- Resumo das características das diferentes regimes de crescimento de uma trinca (SURESH, 1998).

	A	B	C
Terminologia	Baixa taxa de crescimento (quase-limiar)	Média taxa de crescimento (Regime de Paris)	Alta taxa de crescimento
Modo Microscópico de Falha	Estágio I, cisalhamento simples.	Estágio II (estriações) e duplo deslizamento.	Modos estáticos adicionais.
Superfície de fratura	Facetada ou serrilhada.	Plana, com ondulações.	Em geral clivagem ou coalescência de microcavidades.
Nível de Fechamento de Trinca	Alto	Baixo	-
Efeito da Microestrutura	Grande	Pequeno	Grande
Efeito da razão de carregamento, R	Grande	Pequeno	Grande
Efeito do estado de tensões	-	Pequeno	Grande

2.7. Crescimento de trinca próximo ao limiar.

A propagação de fadiga no regime A é caracterizado essencialmente por um processo não contínuo onde o crescimento médio da trinca é inferior a 10^{-6} mm/ciclo. Nesta região o fator de intensidade de tensões se aproxima do limiar de propagação da trinca. Em geral se define o limiar de propagação da trinca pela taxa de crescimento (tipicamente 10^{-7} mm/ciclo segundo a ASTM E647 (2008)) de acordo com a resolução do equipamento de medida da trinca e do número de ciclos decorridos.

Como uma longa vida em fadiga depende da permanência das cargas cíclicas em valores próximos ou abaixo do limiar de propagação o entendimento deste estágio tem se tornado o grande o foco das atenções. Frequentemente, os engenheiros estruturais se encontram envolvidos em projetos de componentes submetidos à alta frequência e baixa amplitude de carregamento. Como exemplo, consideremos o rotor de uma turbina operando a uma rotação de 3000 RPM. Tal componente facilmente atingirá o acúmulo de 10^{10} ciclos em um período de vida típico em pouco mais de seis anos. Se considerarmos uma taxa aparentemente desprezível de 10^{-9} mm/ciclo teríamos um avanço de trinca de 30 mm no período de vida, o que poderia facilmente ocasionar a falha catastrófica do componente. Do ponto de vista prático e científico a propagação no regime próximo ao limiar tem motivado este tópico de pesquisa onde grandes variações no valor do limiar ΔK_{th} podem ser observados em função de alterações microestruturais, razão de carregamento, meio ambiente e tamanho da trinca.

Muitos pesquisadores têm dedicado seus estudos à região próxima ao limiar de propagação de trinca. A Figura 2.4 mostra a variação típica de ΔK_0 em função da razão de carregamento (R) para uma variedade de ligas de ferro, níquel, cobre, titânio e alumínio. Nota-se que o valor de limiar para diferentes microestruturas de uma mesma liga bem como para diferentes ligas apresentam significativamente menos variação em altos valores de R do que para baixos valores deste (SURESH, 1998, LAWSON et al., 1999).

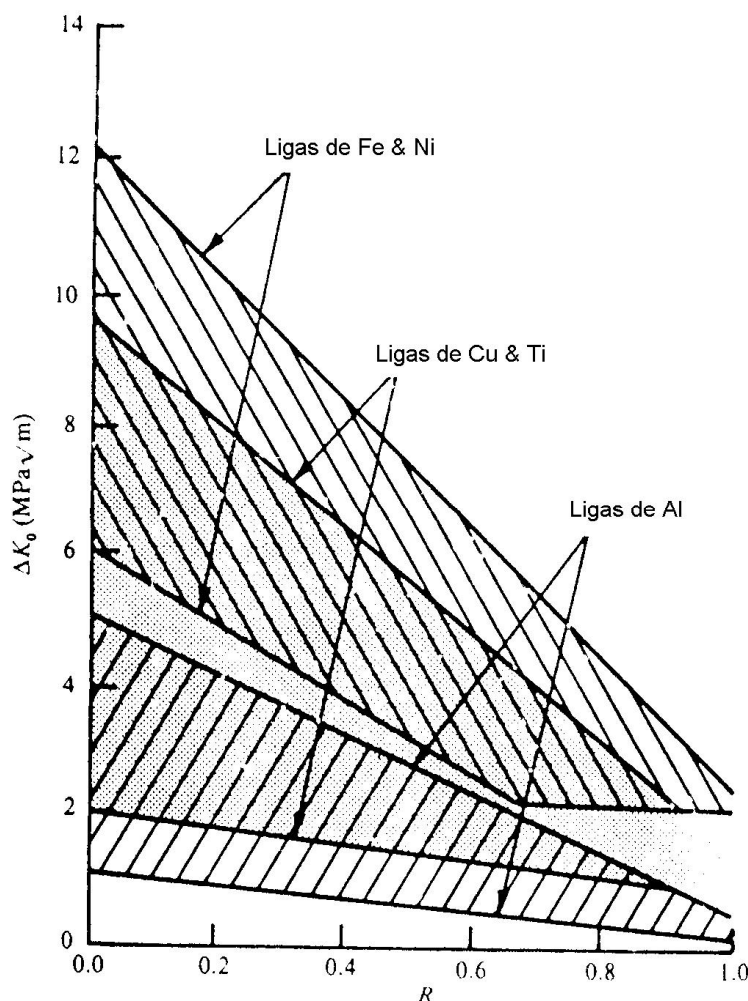


Figura 2.4 – Variação do limiar de propagação de trinca em função da razão de carregamento (SURESH, 1998).

2.8. Fenômeno de Fechamento de Trinca

O fenômeno de fechamento de trinca sob carregamento cíclico trativo foi proposto inicialmente por Elber em 1970 (SURESH, 1998). O fenômeno consiste basicamente no contato prematuro das faces opostas de uma trinca antes que a carga mínima no ciclo de fadiga seja atingida. Através da medição de valores não lineares na abertura de trinca Elber demonstrou a ocorrência de um envelope de deformação plástica ao longo da propagação da trinca. A redução no valor de abertura de trinca observada acompanha sua propagação implicando em um contato prematuro de suas faces e, por consequência, a “energia” efetiva de avanço da trinca é reduzida (WALLHEAD; EDWARDS, 1998; JIANG et al., 2005).

Inicialmente, o fenômeno de fechamento de trinca não foi bem aceito, porém, atualmente a maioria dos problemas envolvendo o crescimento de trincas não pode ser

explicado sem que se lance mão deste conceito. Adicionalmente, ao longo dos anos, outros mecanismos de fechamento de trinca foram identificados e agregados ao modelo proposto por Elber. O fechamento de trinca reduz a amplitude do fator de intensidade de tensões aplicado (ΔK_{apl}) por um fator relacionado ao valor de intensidade de tensões no qual o fechamento ocorre (K_{cl}). Dessa forma, a amplitude efetiva do fator de intensidade de tensões, ΔK_{eff} , é dado por

$$\Delta K_{eff} = (K_{max} - K_{min}) < \Delta K_{apl} \quad (4)$$

se $K_{cl} > K_{min}$ e

$$\Delta K_{apl} = (K_{max} - K_{min}) \quad (5)$$

se $K_{cl} \leq K_{min}$,

onde K_{max} e K_{min} são os valores do fator de intensidade de tensões em máxima e mínima carga, respectivamente. A representação gráfica da Figura 2.5 mostra qualitativamente a variação dos valores de ΔK_{eff} em relação ao valor teórico aplicado (K_{teo}) em uma situação onde se observa o fechamento de trinca (SURESH, 1998; SAXENA; MUHLSTEIN, 1997; SCHIJVE, 1988, McEVILY, 1988).

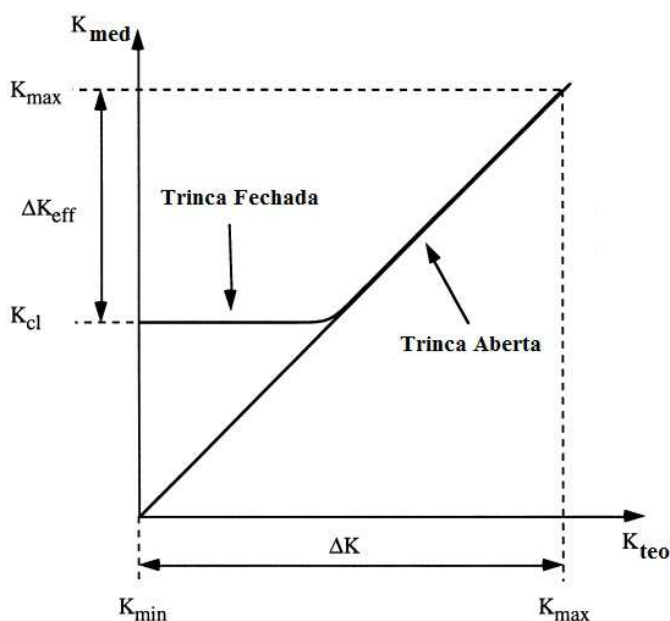


Figura 2.5 - Relação entre o fator de intensidade de tensões teórico (K_{teo}) e o medido (K_{med}) durante a fadiga (WALLHEAD, 1998).

As características dos principais mecanismos de fechamento encontrados na literatura são apresentadas a seguir:

2.8.1. Fechamento Induzido por Plasticidade

Como mencionado anteriormente foi o primeiro tipo de mecanismo a ser apresentado, tendo sido proposto por Elber, sendo observado predominantemente em tensão plana. Experimentos realizados demonstraram que as taxas de crescimento de uma trinca não dependem unicamente da região ao redor da ponta da trinca, mas são também dependentes da natureza do contato entre as faces em uma região anterior à ponta da trinca. Assim, como as condições existentes ao longo da trinca dependem do histórico de carregamento, do tamanho da trinca e do estado de tensões, fica evidente a influência do histórico de carregamento no posterior crescimento da trinca.

Durante um ciclo de crescimento da trinca, deformações residuais trativas, que implicam no surgimento de tensões residuais compressivas, são deixadas no material na região anterior à ponta da trinca ocasionando o fechamento prematuro da mesma. Com o aumento do fator de intensidade de tensões e , e, conseqüente, aumento da zona plástica com o crescimento da trinca o material que foi previamente deformado dentro da zona plástica agora forma um envelope plástico ao longo da frente de propagação. A Figura 2.6 esquematiza o desenvolvimento do envelope plástico para um carregamento trativo de amplitude constante para três diferentes tamanhos de trinca (JIANG et al., 2005; SCHIJVE, 1988; JAMES et al. 2003; KIM; LEE, 2001).

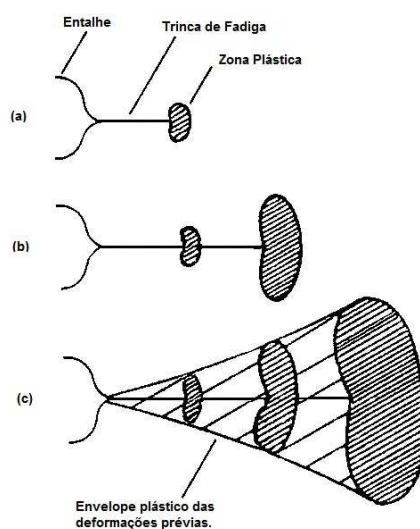


Figura 2.6 – Envelope Plástico desenvolvido durante o crescimento de trinca por fadiga (SURESH, 1998).

2.8.2. Fechamento Induzido por Rugosidade

O mecanismo de fechamento induzido por rugosidade é ocasionado por irregularidades ou rugosidade característicos da morfologia da superfície de fratura e pode ocorrer tanto em situações de tensão plana como de deformação plana. Em baixos valores de ΔK o escorregamento planar microscópico é induzido à ponta da trinca causando uma fratura cristalográfica resultante em um perfil de trinca facetado em nível macroscópico. Embora sob carregamento predominantemente trativo este poderá estar combinado com o escorregamento na ponta da trinca. Tal escorregamento surge como uma resposta às deformações cisalhantes irreversíveis na ponta da trinca. Por consequência, pontos de contato surgem ao longo da superfície da trinca e uma componente de carregamento em modo II de deslocamento pode surgir (Figura 2.7) (KAMP et al., 2003; WANG; MÜLLER, 1997).

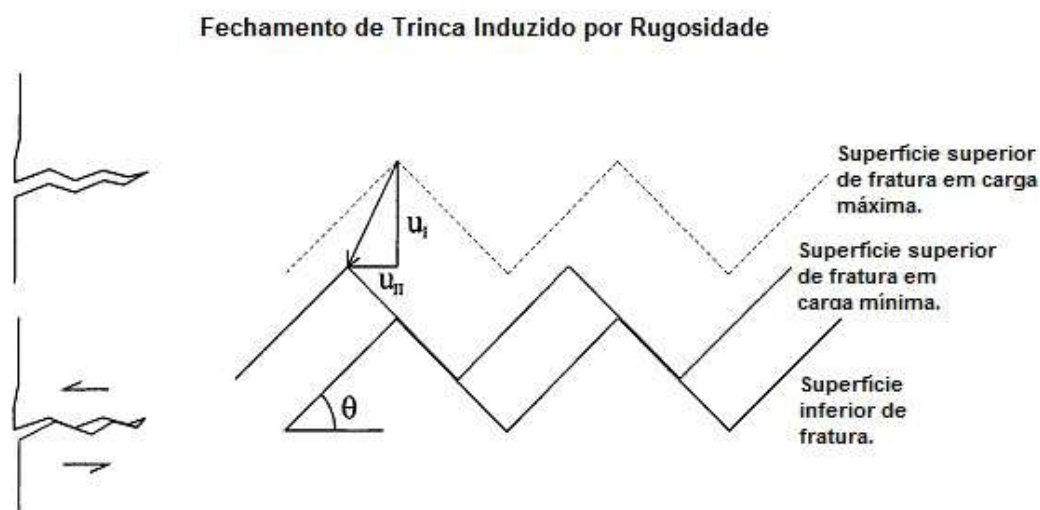


Figura 2.7 – Modelo geométrico de fechamento induzido por rugosidade desenvolvido por Suresh e Ritchie (PARRY 2000) .

O fechamento de trincas induzido por rugosidade tem sido reconhecido como o mecanismo pelo qual aparentemente alguns efeitos microestruturais na propagação de trinca podem ser compreendidos. Este fenômeno fornece explicações para os efeitos microestruturais anômalos, muitas vezes contrários às interpretações convencionais, que podem ser observados na propagação de trincas, especialmente na região próxima ao limiar de propagação. Diversos estudos demonstraram que em alguns casos um tamanho de grão grosseiro pode levar a um aumento do limiar de propagação de trinca contrariando a

abordagem convencional onde um grão refinado geralmente aumenta o desempenho em fadiga (SURESH, 1998, PARRY et al., 2000).

2.8.3. Fechamento Induzido por Óxidos

Este mecanismo de fechamento é induzido pela presença de óxidos, produtos de corrosão e resíduos de material que se depositam na superfície de fatura. O efeito de fechamento induzido por óxidos pode ser pronunciado em materiais expostos a ambientes úmidos e especialmente em meios agressivos. Tais agentes externos promovem a redução da amplitude do fator de intensidade de tensões efetivo e pode ocorrer tanto em situações de tensão plana como em deformação plana (SURESH, 1998; MA et al. 2003).

Diversos efeitos aparentemente anômalos observados principalmente na região próxima ao limiar de propagação tem sido explicados pelo efeito de fechamento causado pelas camadas de óxidos. A influência das camadas de óxido, segundo a maioria dos autores, parece sofrer ainda grande influência da razão de carregamento aplicada para um determinado meio. Como exemplo pode-se observar a Figura 2.8 que apresenta a variação dos valores de limiar de propagação de trinca obtidos para diferentes meios, inertes e com presença de umidade, em função da razão de fadiga aplicada (SAXENA; MUHLSTEIN, 1997; NEWMAN; PIASCIK, 2004).

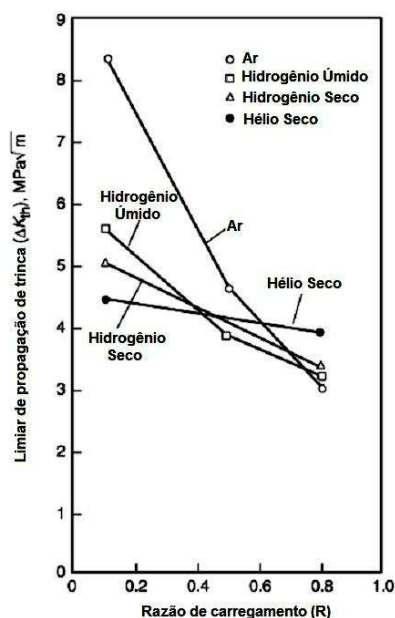


Figura 2.8 – Efeito da razão de carregamento R e dos meios no limiar de propagação do aço AISI 4340 (SAXENA; MUHLSTEIN, 1997).

2.8.4. Fechamento induzido por fluidos viscosos.

O fenômeno de fechamento induzido por fluidos viscosos não está completamente consolidado. Alguns estudos envolvendo propagação de trincas em materiais expostos a meios de baixa viscosidade demonstraram tendência à aceleração do crescimento. Por outro lado há também publicações demonstrando que a pressão hidrodinâmica do óleo gerada pela penetração do mesmo na trinca proporcionaria a desaceleração do crescimento da trinca pela redução do ΔK_{eff} . O fenômeno da viscosidade aparentemente pode estar ligado à competição entre diversos fatores tais como: a supressão da fragilização pelo meio, a minimização do fechamento induzido por óxidos e a ação hidrodinâmica do fluido (SURESH, 1998, YI et al., 1999).

2.8.5. Fechamento induzido por transformação de fase.

O fenômeno de fechamento de trinca induzido por transformação de fase ocorre devido a transformações de fase ocorridas na ponta de uma trinca. O mecanismo é observado principalmente nos aços do tipo TRIP (*Transformation-Induced Plasticity*) que são utilizados em carrocerias automotivas devido à sua capacidade de absorver energia quando submetido a impactos. O mecanismo ocorre de forma análoga ao fechamento induzido por plasticidade na ponta da trinca uma vez que um campo de tensões residuais compressivas é formado durante a solitação cíclica em tração. Em ambos os casos os deslocamentos residuais deixados à medida que a trinca cresce agem no sentido do fechamento prematuro da trinca em um campo remoto de tensões trativas (SURESH, 1998; CHENG et al., 2008).

2.9. Efeito das sobrecargas sobre a propagação de trincas.

Ao longo dos anos, diversos trabalhos têm demonstrado que a aplicação de uma sobrecarga trativa durante a propagação de uma trinca em amplitude de carregamento constante pode levar ao retardo no crescimento da mesma. Tal efeito pode ser considerado benéfico do ponto de vista do prolongamento da vida em fadiga do componente. É sabido que a aplicação de uma sobrecarga trativa tem influência direta no nível de tensão de abertura da trinca implicando em uma diminuição de ΔK_{eff} . O fenômeno é atribuído ao estiramento ocorrido no material quando da aplicação da sobrecarga trativa que produz um aumento no nível de fechamento da trinca à medida que esta atravessa a região afetada pela

sobrecarga. Alguns modelos como o de Wheeler e de Willenborg foram desenvolvidos ao longo dos anos com o objetivo de prever o efeito de retardo ocasionado pelas sobrecargas. (SURESH, 1998; SAXENA; MUHLSTEIN, 1997; RUSHTON; TAHERI, 2003).

No entanto, os efeitos de aceleração do crescimento de uma trinca quando da aplicação de uma sobrecarga compressiva não podem ser ignorados. Bacila et al. (2007) trabalhando com uma liga a base de níquel (12NC6) concluiu que o efeito de retardo produzido por uma sobrecarga trativa é fortemente sensível a um ciclo de sobrecarga compressivo subsequente .

2.10. Metodologia de ensaio da ASTM E647

A norma ASTM E647 (Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates) foi desenvolvida no final dos anos 70 em uma cooperação entre entidades governamentais norte americanas e a indústria aeronáutica com o objetivo de estabelecer um procedimento padronizado para a determinação do crescimento de trincas em diversos materiais e condições (FORTH et al. 2003; FORTH et al. 2005).

A norma ASTM E647 cobre a medição de taxas de crescimento desde a região próxima ao limiar de propagação até elevadas taxas de crescimento na região de elevado ΔK . Para tanto, os resultados são expressos em forma do fator de intensidade de tensões a ponta da trinca de acordo com os critérios estabelecidos na mecânica da fratura linear elástica. Diferentes métodos de ensaio são indicados e dependem fortemente da magnitude da taxa de crescimento que se deseja medir. Essencialmente a norma propõe 3 diferentes procedimentos sendo eles: amplitude de carga constante, K-decrescente, e K_{max} -constante. (AMERICAN SOCIETY OF TESTING AND MATERIALS ASTM E647-08, 2008).

2.10.1. Método da Amplitude de Carga Constante

O método da amplitude de carga constante (ΔP -constante) é indicado na medição de trincas com taxas superiores a 10^{-5} mm/ciclo, portanto, já na região intermediária da curva de propagação de trinca. Utiliza-se preferencialmente uma frequência bem como uma razão de carregamento (R) constante. Segundo frisa a norma: a variação de cargas durante o ensaio pode acarretar transientes na taxa de crescimento da trinca (ASTM E647-08, 2008; NEWMAN et al., 2005).

Primeiramente é realizado o pré trincamento-trativo com posterior redução gradual da carga de modo a atenuar o efeito do histórico de carregamento resultante do pré-

trincamento. O K_{max} ao final da redução de carga não deve exceder o K_{max} inicial do ensaio propriamente dito. Neste procedimento tanto a carga máxima como a carga mínima de ensaio são mantidas constantes e à medida que a trinca vai crescendo os valores de K_{max} e K_{min} vão aumentando proporcionalmente ao tamanho da trinca (ver Figura 2.9). Assim, o ensaio inicia com um determinado valor de ΔK que vai aumentando ao longo do ensaio e através desta varredura se obtém a curva da/dN vs. ΔK . Este método é o mais simples apresentado na norma e não exige a utilização de sistemas complexos de controle de carga uma vez que apenas são mantidos os valores de P_{max} e P_{min} ao longo do teste sendo monitorado o conseqüente crescimento da trinca (AMERICAN SOCIETY OF TESTING AND MATERIALS ASTM E647-08, 2008; NEWMAN et al., 2005; KUJAWSKI; SREE, 2009).

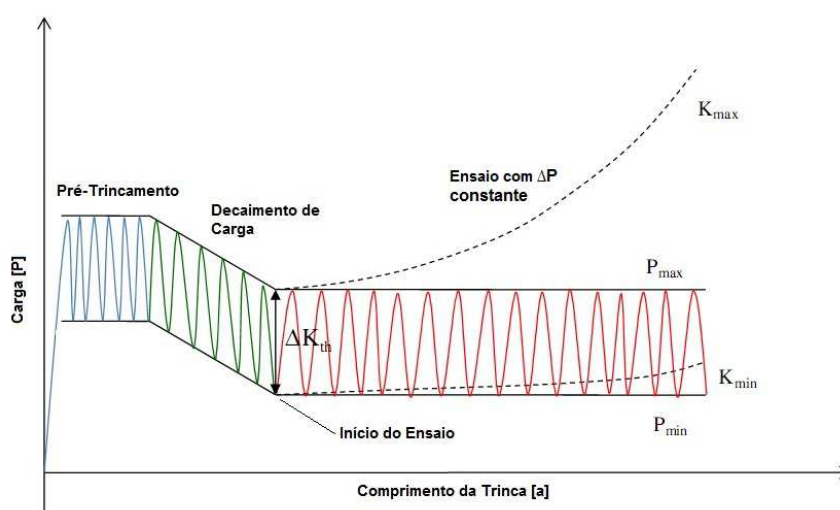


Figura 2.9 – Representação do método de variação de carga constante (R-constante) conforme previsto na norma ASTM E647 (KUJAWSKI; SREE, 2009).

2.10.2. Método do K-decrescente

O método de K-decrescente é indicado para taxas de propagação inferiores a 10^{-5} mm/ciclo, cobrindo a região inicial (ou região A) da curva de propagação de trinca desde valores muito baixos ou próximos ao limiar de propagação. Nesta metodologia inicia-se o ensaio com valores de ΔK e K_{max} igual ou maior que o valor de pré-trincamento. À medida que a trinca cresce as cargas de ensaio são gradualmente reduzidas e em conseqüência o valor de ΔK vai sendo diminuído até que se atinja o limiar de propagação ou o menor valor de interesse no teste, conforme representado na Figura 2.10 (AMERICAN SOCIETY OF

TESTING AND MATERIALS ASTM E647-08, 2008; NEWMAN, 2007; KUJAWSKI; SREE, 2009).

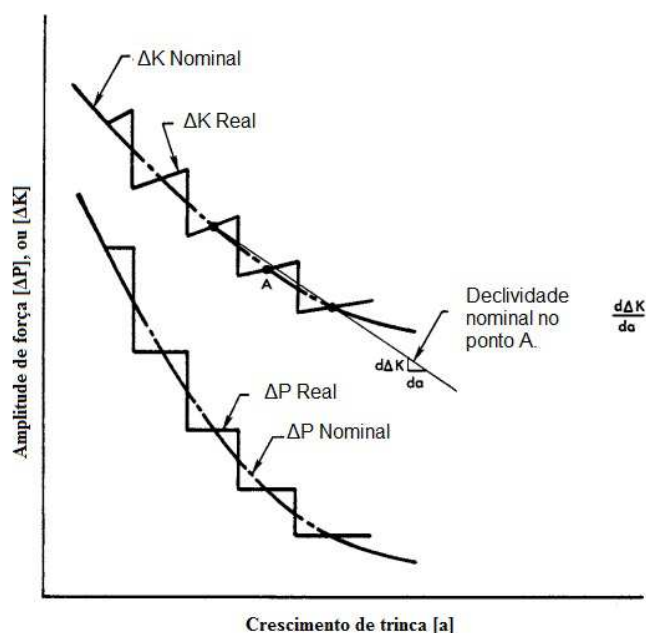


Figura 2.10 – Método do K-decrescente com decréscimo gradual de força apresentado na norma ASTM E647 (AMERICAN SOCIETY OF TESTING AND MATERIALS ASTM E647-08, 2008).

Ainda, segundo a norma, o método de K-decrescente não é recomendado para taxas de propagação acima de 10^{-5} mm/ciclo uma vez que o histórico de carregamento associado aos valores de ΔK envolvidos pode influenciar no crescimento próximo ao limiar.

A taxa de decaimento de força utilizada no teste deve ser suficientemente suave de forma a evitar os efeitos transientes causados pela redução abrupta do fator de intensidade de tensões bem como garantir a obtenção de pelo menos cinco pontos de da/dN vs. ΔK a cada múltiplo de 10 da taxa de crescimento da trinca. Segundo a norma a redução da variação do fator de intensidade de tensões (ΔK) deve ocorrer a uma taxa de decaimento exponencial (AMERICAN SOCIETY OF TESTING AND MATERIALS ASTM E647-08, 2008; NEWMAN, 2007).

Dessa forma, é estabelecido que o valor de “gradiente de K normalizado” (C) deve ter um valor igual ou maior do que $-0,08 \text{ mm}^{-1}$, o que equivale a uma redução em 4% do ΔK a cada 0,5mm de crescimento de trinca, conforme sugere a relação:

$$C = \left(\frac{1}{K} \right) \cdot \left(\frac{dK}{da} \right) > -0,08 \text{ mm}^{-1} \quad (6)$$

2.10.3. Método do K_{max} constante

Além dos métodos já citados a norma permite a utilização de métodos alternativos de controle de ΔK tal como o método conhecido como K_{max} -constante. Neste método, o K_{max} é mantido constante ao longo do teste enquanto o K_{min} é gradualmente aumentado à medida que a trinca propaga (Figura 2.11). O valor de R durante o teste vai igualmente aumentando, e em geral o valor de limiar de propagação de trinca é atingido para valores de R variando de 0,9 a 0,95 (ASTM E647-08, 2008; NEWMAN, 2007).

Além da desvantagem do valor de R não ser constante pode ocorrer ainda o fenômeno conhecido como “efeito do K_{max} ”. Tal efeito foi observado em alguns trabalhos que demonstram que o valor de limiar encontrado no ensaio depende fortemente do valor de K_{max} utilizado durante o ensaio. Geralmente, menores valores de limiar de propagação são obtidos para maiores valores de K_{max} empregados (ASTM E647-08, 2008; NEWMAN, 2007).

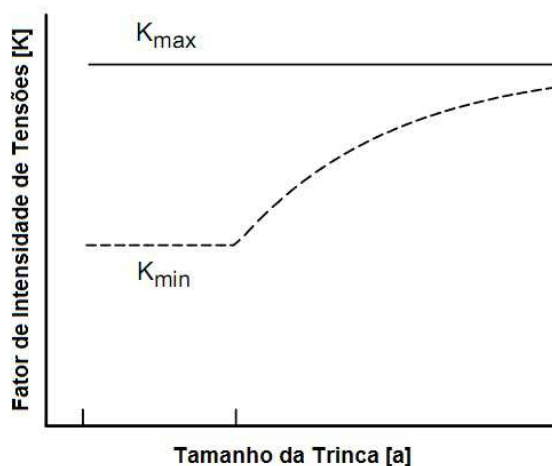


Figura 2.11 – Representação do teste com K_{max} constante (NEWMAN, 2007).

2.10.4. Diretrizes apresentadas pela norma ASTM E647

Além dos diferentes métodos já citados a norma ASTM E647 ainda fornece diretrizes quanto à geometria necessária aos corpos de prova bem como os requisitos de pré-trincamento que devem ser observados.

Segundo a norma, o pré-trincamento deve obedecer alguns critérios para que se assegure um raio de curvatura suficientemente agudo à ponta da trinca bem como uma

trinca de tamanho adequado e geometricamente bem desenvolvida. Tais critérios têm como objetivo principal eliminar o efeito geométrico do entalhe bem como efeitos no crescimento subsequente da trinca causados por alterações no perfil da trinca e ainda eliminar o eventual histórico de carregamento. Visando atender estes requisitos a norma estipula que o mínimo tamanho de pré-trinca deve equivaler a 10% da espessura do corpo de prova (0,1B) ou então 1 mm, devendo-se sempre optar pelo maior valor entre os dois (ASTM E647-08, 2008).

O valor de K_{\max} durante o pré-trincamento não deve exceder o valor de K_{\max} inicial a ser utilizado no início do ensaio propriamente dito. Se for necessária a utilização de valores de K_{\max} acima do recomendado, como é o caso de alguns entalhes usinados, é necessário que se faça a redução do carregamento utilizado de forma escalonada. Cada passo não deve ultrapassar o valor de 20% da carga máxima utilizada e a extensão mínima de trinca para cada passo de carregamento deve ser de pelo menos $(3\pi)(K'_{\max}/\sigma_{ys})^2$, onde K'_{\max} é o valor de K_{\max} utilizado ao final do passo prévio de carregamento (ASTM E647-08, 2008).

A norma salienta ainda que, no método do ΔK -decrecente, os valores medidos na região próxima ao limiar de propagação podem ser influenciados pelo histórico de carregamento aplicado. Dessa forma, é sugerido que se inicie o ensaio com o menor ΔK possível e com taxas de crescimento menores que 10^{-5} mm/ciclo. É enfatizado ainda que tanto o incremento quanto o decréscimo de P_{\max} no ensaio podem acarretar transientes na taxa de crescimento da trinca.

De forma geral, o retardo ocasionado pela redução de P_{\max} é bem mais pronunciado do que a aceleração ocasionada pelo aumento de P_{\max} e, dessa forma, deve-se evitar variações maiores do que 10% durante qualquer procedimento. Outros fatores que causariam efeitos transientes no crescimento seriam a variação de R e de P_{\min} . Como regra, para toda situação onde houver mudança no nível de carregamento deve-se atentar para a suficiente extensão da trinca até que se estabeleça o estado de equilíbrio na taxa de crescimento (AMERICAN SOCIETY OF TESTING AND MATERIALS ASTM E647-08, 2008).

2.10.5. Considerações sobre a metodologia do K-decrecente

Embora a metodologia do K-decrecente tenha sido desenvolvida pela ASTM E647 de forma a viabilizar a obtenção de dados na região do limiar e próxima ao limiar de

propagação da trinca observa-se na prática uma grande discrepância em torno dos valores de limiar obtidos em diversos materiais sob certas condições (FORTH et al., 2003).

Estudos revelam que os valores de limiar de propagação obtidos através da técnica de ΔK -decrecente têm sido superiores aos valores considerados de propagação estável da trinca. Trabalhos como o de Pearson et al. (1975) apud Newman et al. (2005) mostram que trincas pequenas propagam em valores de ΔK menores do que em trincas longas tal como aborda a norma ASTM. Nesta linha, trabalhos posteriores como o de Newman et al. (1997) apud Newman et al. (2005) demonstram que parte da discrepância observada entre os valores de limiar de propagação de trincas curtas e longas podem ser explicados pelo efeito de fechamento da trinca.

Assim, uma das primeiras anomalias observadas e relatadas com relação à metodologia da ASTM seria a forte dependência de R no limiar de propagação. Neste sentido é evidenciado que ao se utilizar valores mais elevados de R obtêm-se valores de limiar de propagação mais elevados. (NEWMAN et al., 2005).

A dispersão observada poderia ser ocasionada por efeitos de plasticidade (efeito do histórico de carregamento) e pelos efeitos ambientais, tais como a formação de depósitos, produzindo altos níveis de fechamento de trinca. Suspeita-se ainda que a rugosidade superficial é mais acentuada no regime próximo ao limiar, podendo, dessa forma, causar altos níveis de fechamento principalmente para baixos valores de R (NEWMAN; YAMADA, 2010).

De uma forma geral, considera-se que os procedimentos previstos na norma ASTM E647 nem sempre produzem dados confiáveis de crescimento de trinca em amplitude constante de carregamento da maneira na qual foi proposta inicialmente (YAMADA et al., 2008).

2.11. Método de Trincamento por Compressão

A abertura de trinca em compressão é uma técnica relativamente nova que foi inicialmente utilizada nos materiais de baixa tenacidade à fratura, principalmente os cerâmicos. Inicialmente foi Hubbard (1969) quem adaptou o uso da técnica para materiais de maior ductilidade, como as ligas de alumínio.

Do ponto de vista clássico, a propagação de trincas nos materiais tem sido atribuída, geralmente, aos carregamentos exclusivamente trativos, no entanto, o crescimento de trincas tem sido observado mesmo em materiais submetidos a

carregamentos externos compressivos. Diversos estudos têm demonstrado que campos de tensão residual trativa podem surgir como resposta à deformação plástica compressiva resultante da aplicação de um carregamento compressivo sobre uma descontinuidade. Tais campos de tensões residuais trativas podem ser a força motriz para a propagação das trincas de fadiga (PIPPAN, 1988).

Consideremos, inicialmente, uma trinca partindo de um campo de tensões residuais trativas, resultante de um campo de deformações plásticas em uma descontinuidade que foi submetida à carga de compressão. Sob carregamento compressivo, as superfícies da trinca se fecham e transmitem a carga compressiva como se não houvesse trinca presente. Logo, idealmente, a zona plástica e o campo de tensões residuais criados no primeiro ciclo compressivo não são alterados durante os repetidos ciclos de carregamento subsequentes mesmo com a presença de uma trinca. Assim, à medida que a trinca vai crescendo através deste campo de tensões residuais de tamanho inalterado, ela vai inevitavelmente se afastar cada vez mais do mesmo. Desta forma, como o campo de tensões residuais trativas é a força motriz da propagação, a taxa de crescimento vai decaindo ao longo dos ciclos de compressão até que atinja um valor muito pequeno ou nulo (HUBBARD, 1969; PIPPAN, 1988).

A Figura 2.12 publicada por James et al. (2005) esquematiza as fases envolvidas no processo de trincamento em compressão. Cargas cíclicas compressivas são aplicadas ao corpo de prova, conforme Figura 2.12 (a) e (b). O diagrama (b) mostra o esquema de variação de tensão-deformação durante o ciclo de carregamento. Os estados 1 e 2 no diagrama de carregamento correspondem aos estados 1 e 2 no diagrama de tensão-deformação bem como dos demais diagramas da figura.

A Figura 2.12 (c) representa as zonas plastificadas no entalhe durante o primeiro ciclo de carregamento e o diagrama (d) representa a distribuição de tensões à frente do entalhe. Ao atingir a carga mínima (estado 1 na Figura 2.12 (b), (c) e (d)) o material escoou compressivamente à frente do entalhe. Assim que a carga compressiva é aliviada (atinge o estado 2) a deformação plástica é revertida em tração estabelecendo a região monotônica de deformação plástica trativa.

Assim que a carga segue para o estado 3 a zona plástica cíclica é estabelecida dentro da zona de deformação plástica trativa, que através dos ciclos subsequentes proporciona a formação e o crescimento da trinca de fadiga.

Após o primeiro ciclo compressivo as tensões são essencialmente elásticas na maior porção do corpo de prova com exceção da região interna à zona monotônica de deformação plástica onde podem ser aplicados os conceitos de pequenas deformações conforme a mecânica da fratura.

À medida que a trinca vai propagando através do campo de tensões residuais estas vão reduzindo e dessa forma o tamanho da região plástica cíclica também vai diminuindo (Figura 2.12 (e) e (f)). A trinca vai então crescendo até que as tensões residuais diminuam e a trinca pare de crescer atingindo o limiar de propagação no material, mesmo que a aplicação da tensão cíclica compressiva continue. Dessa forma, ao parar de crescer, permanece à ponta da trinca uma pequena tensão trativa, ou seja, a energia para a propagação da trinca não é nula. O efeito destas tensões residuais que permanecem podem afetar o crescimento de trinca subsequente (ensaio em tração) e por isso deve ser considerada quando da determinação das taxas de crescimento logo após a parada do processo de abertura da pré-trinca em compressão (JAMES et al., 2005).

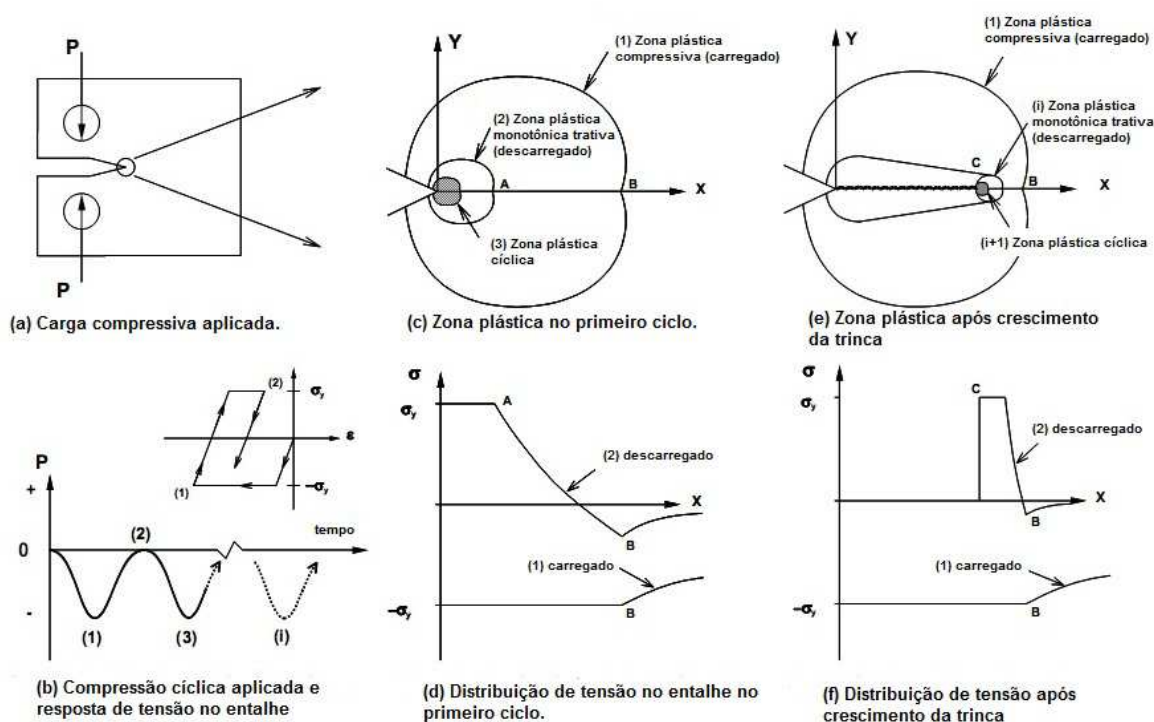


Figura 2.12 – Representação das tensões e zonas plásticas no trincamento em compressão (JAMES et al., 2005)

A relação entre o valor da sobrecarga compressiva e o comprimento total da trinca é relatada no trabalho de Reid et al. (1979) apud Suresh (1985). Tal trabalho com um aço

doce observa que a trinca cresce por alguns milímetros após a aplicação dos ciclos compressivos subsequentes até atingir um valor de comprimento máximo onde a taxa de crescimento se torna nula. Outra observação importante neste trabalho foi o fato de que este comprimento máximo de trinca, que foi denominado de comprimento de saturação (a^*), corresponde aproximadamente ao tamanho da zona plástica à ponta da trinca para um estado de tensão plana.

Baseado nas observações anteriores, Suresh et al. (1985), trabalhando com uma liga de aço SA542 classe 3, aprofunda o estudo acerca dos fatores que governam o crescimento da trinca sob compressão cíclica do ponto de vista das tensões residuais e fechamento da mesma. Neste trabalho ele observa um valor de carga limite acima do qual o tamanho de trinca se torna independente do tamanho da zona plástica e das tensões residuais envolvidas. Segundo Suresh este valor crítico de carga estaria ligado ao fenômeno de fechamento de trinca que passaria a desempenhar efeito significativo acima deste valor crítico de carga. Ainda neste trabalho se observa que o tamanho de saturação da trinca a^* se encontra entre o valor máximo da zona plástica (r_p) e o *tamanho máximo aproximado da região sob domínio das tensões residuais trativas* (r_Δ) e que o valor crítico de saturação da trinca foi de aproximadamente 0,66mm para a condição estudada, conforme pode ser observado na Figura 2.13 (SURESH, 1985).

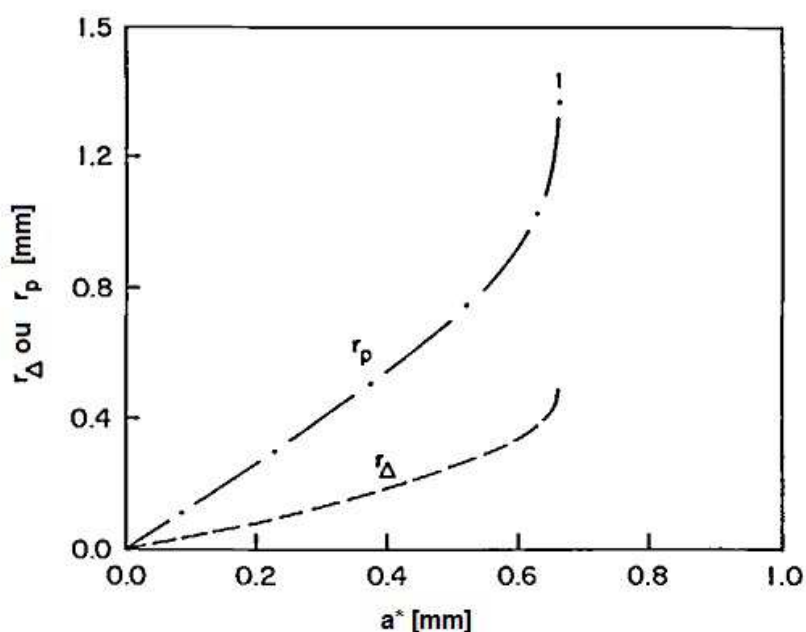


Figura 2.13 – Variação do tamanho de trinca a^* em função do tamanho do raio plástico r_p à ponta da trinca. (SURESH, 1985)

Outra importante observação feita por Suresh et al. foi o fato de que a superfície de fratura observada nos corpos de prova trincados em compressão cíclica foi semelhante à observada na mesma liga quando ensaiados sob tração cíclica. Tal observação sugere que mesmo no processo de trincamento por compressão cíclica o fenômeno de trincamento é governado pelas tensões trativas. Suresh et al. em suas conclusões sugerem a utilização do pré-trincamento em compressão na aceleração de ensaios de limiar de propagação de trinca destacando a minimização do efeito de plasticidade induzido pelos métodos convencionais de ensaio por redução progressiva de carga (SURESH, 1985).

Holm et al. (1986), através da análise numérica por elementos finitos, estuda os efeitos da magnitude da carga compressiva e o estado de tensões na propagação das trincas em compressão. O trabalho demonstra que no processo de trincamento em compressão cíclica o estado plano de deformações favorece um aumento da carga de fechamento da trinca e em consequência uma menor amplitude efetiva de carga. Tal observação difere dos fenômenos observados quando do crescimento de trincas sob carga de tração-tração ou tração-compressão onde o estado plano de tensão favorece um maior nível de fechamento de trinca em comparação ao estado plano de deformação. Dentro desta linha o trabalho conclui que o aumento das cargas compressivas favorece o aumento da amplitude efetiva de carga na qual a trinca se mantém aberta. Já para valores inferiores de carga compressiva o tamanho de trinca na qual a carga de fechamento em deformação plana atinge o valor de pico do carregamento cíclico corresponde de forma razoável aos valores de saturação de trincas medidos.

Pippan (1988) realizou um estudo sobre a influência da geometria no perfil das trincas crescidas sob compressão cíclica em corpos de prova do tipo tração compacto. O trabalho frisa que a influência da geometria no tamanho final da trinca (comprimento de saturação) pode ser explicada pela formação de diferentes perfis de zonas plásticas, uma vez que este tamanho depende do tamanho da zona plástica formada e esta por sua vez depende da geometria. Além disso, o trabalho conclui que as diferenças entre o tamanho da zona plástica observado entre o centro do corpo de prova e suas superfícies laterais dependem igualmente da geometria do corpo de prova. Assim, tamanhos de trinca diferentes são medidos na região central da espessura e nas superfícies laterais e estes valores variam em função da geometria do corpo de prova. Pippan observa ainda que, inicialmente, a frente de propagação se comporta de maneira uniforme e somente depois de

decorrida determinada quantidade de ciclos é que a diferença de crescimento entre a região central e as superfícies passam a ter efeito pronunciado, conforme apresenta a Figura 2.14.

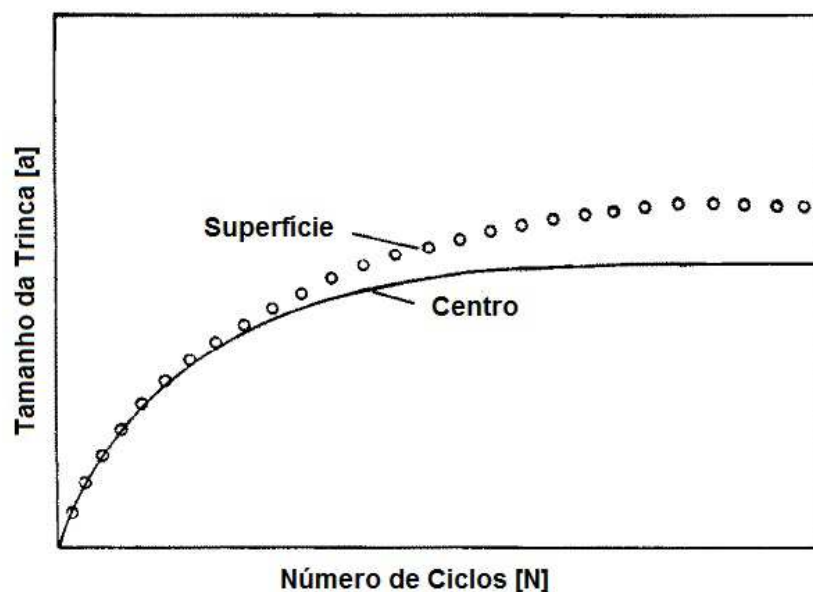


Figura 2.14 – Ilustração esquemática do tamanho da trinca em função do número de ciclos no centro e nas superfícies de um corpo de prova plano submetido a compressão cíclica (PIPPAN, 1988).

2.11.1. Utilização de corpos de prova pré-trincados em compressão na determinação do limiar de propagação de trincas.

O trabalho de Pippan et al. (1994) foi um dos primeiros a descrever a técnica de obtenção do limiar de propagação com a realização de pré-trincamento em compressão. Pippan inicialmente utilizou corpos de prova do tipo C(T) na liga ARMCO-Fe nos quais realizou o pré-trincamento através da técnica de compressão cíclica e, posteriormente, prosseguiu os testes através do método de amplitude constante com carregamento trativo. Pippan et al. relatam que para baixos valores de ΔK os corpos de prova apresentavam um crescimento inicial a uma alta taxa e esta decaía rapidamente até atingir um valor nulo, ou seja, o crescimento cessava. Já para valores mais altos de ΔK foi observado o mesmo decaimento inicial, observado anteriormente, porém, atingindo um ponto de mínimo onde a taxa voltava a crescer e passava a crescer continuamente. Segundo eles, o que se observa é um crescimento com característica análoga ao de uma trinca curta, onde, inicialmente, o fenômeno de fechamento é mínimo e, à medida que a trinca cresce se observa uma transição para o comportamento de uma trinca longa, quando os fenômenos de fechamento passam a ter influência significativa.

Em trabalho mais recente Newman et al. (2005) esquematiza o método de ensaio de pré-trincamento compressivo seguido de amplitude trativa constante (frequentemente chamado de CPCA do inglês *Compressive Precracking Constant Amplitude*) para diferentes níveis de carregamento trativos indicados por ΔP_1 , ΔP_2 , ΔP_3 (ver Figura 2.15). Pode-se perceber a variação na taxa de crescimento da trinca que inicialmente não teria a influência do fechamento, ou seja, o ΔK aplicado seria igual ao efetivo (ΔK_{eff}) estando a trinca totalmente aberta até o momento em que o fechamento passa a se desenvolver, atingindo o chamado estado de equilíbrio. Paralelamente, o diagrama mostra o comportamento de um ensaio realizado pela técnica convencional de K-decrescente e a influência do ΔK inicial aplicado, representados por ΔK_1 e ΔK_2 , no comportamento da curva de propagação da trinca. Nota-se que no método do pré-trincamento em compressão detecta-se o crescimento da trinca em valores mais baixos de ΔK o que é atribuído ao histórico de carregamento induzido no pré-trincamento, que neste caso é suprimido. No caso do método de ensaio convencional, com pré-trincamento trativo, o campo plástico gerado no pré-trincamento, com conseqüente aumento no K de fechamento, acaba por influenciar no crescimento subsequente da trinca tornando os resultados menos conservativos (NEWMAN et al., 2005).

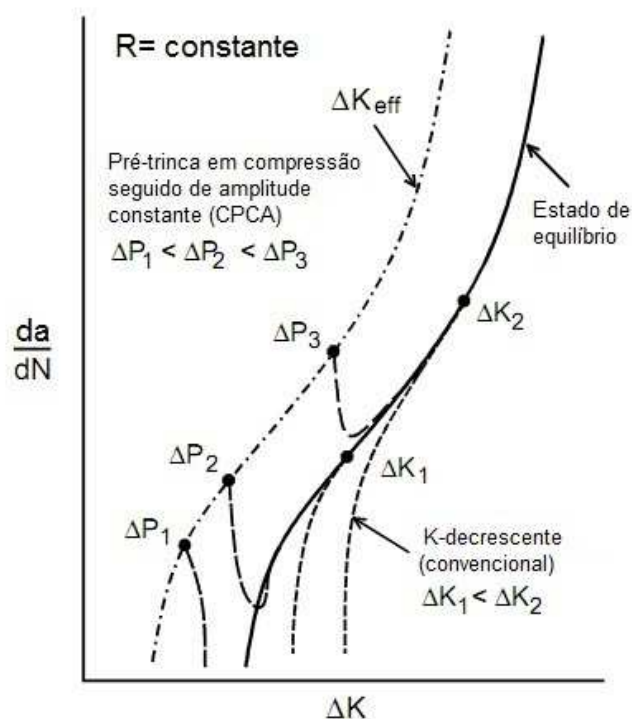


Figura 2.15 – Curva típica de propagação de trincas sob carregamento de amplitude constante pré trincado em compressão (CPCA) e K-decrescente (NEWMAN et al., 2005).

Após o pré-trincamento em compressão cíclica o corpo de prova é submetido a uma pequena amplitude de carga trativa e razão constante (CPCA). A carga então é aumentada de forma escalonada até que se atinja o valor de ΔK_{th} (limiar de propagação para trincas longas), conforme Figura 2.16 a, b e c. Se a carga aplicada inicialmente corresponde a um ΔK menor do que o de $\Delta K_{eff th}$ (limiar de propagação para uma trinca sem fechamento) então a trinca não apresentará nenhum crescimento. A primeira propagação se observa no momento em que o ΔK supera o valor de $\Delta K_{eff th}$. Nos passos em que o valor de ΔK aplicado se situa entre os valores de $\Delta K_{eff th}$ e o valor de ΔK_{th} (trincas longas) a trinca apresenta um crescimento inicial que cessa após certa extensão. O decaimento da taxa de crescimento até a imobilização da trinca é causado pelo aumento do fechamento da trinca. Ao se representar graficamente o ΔK correspondente e a extensão da trinca até imobilização desta, ver Figura 2.16d, obtém-se a curva-R para o limiar de propagação da trinca, ou seja, a dependência do limiar de propagação com respeito ao tamanho da trinca (PIPPAN et al., 1994; TABERING; PIPPAN, 2001).

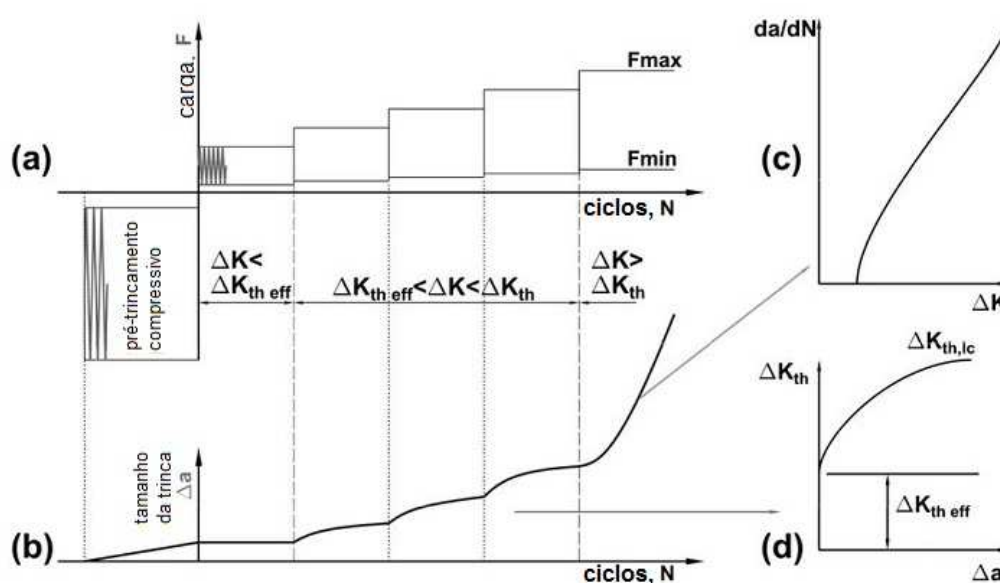


Figura 2.16 - Método CPCA com representação esquemática dos passos de carregamento e razão de carregamento constante: mudança na amplitude de carregamento (a); crescimento da trinca (b); curva padrão de propagação da trinca (c) e determinação da curva-R para o limiar de propagação de trinca (TABERING; PIPPAN, 2001).

2.11.2. Efeito do Histórico de Carregamento e Critério de Extensão de Trinca

Embora o pré-trincamento em compressão tenha sido idealizado como um método para obter o limiar de propagação de trincas com mínimos efeitos do histórico de

carregamento testes recentes confirmam que o histórico do carregamento em compressão, através das tensões residuais, influencia o crescimento subsequente da trinca.

As tensões trativas induzidas pela compressão contribuem como força motriz no crescimento da trinca mas, por outro lado, introduzem a possibilidade do seu histórico de carregamento influenciar no crescimento subsequente. Neste sentido, as tensões residuais elevam a força motriz à ponta da trinca promovendo taxas de crescimento maiores do que o esperado para uma determinada carga aplicada (JAMES et al., 2005).

James et al. (2005), trabalhando com corpos de prova do tipo C(T) com 12,7mm de espessura em uma liga de alumínio 7075-T7451, e simulando os efeitos da deformação elasto-plástica através de elementos finitos, analisam o efeito de sobreposição linear das tensões residuais com a tensão externa aplicada (Figura 2.17). Nota-se que o K_{\max} efetivo à ponta da trinca, devido à sobreposição com as tensões residuais do pré-trincamento, apresenta um valor maior do que o valor do K_{\max} aplicado. A diferença entre o K aplicado e o efetivo tem um valor de 25% no limite da zona plástica de compressão e sofre um decaimento para 5% no momento em que a trinca atinge o tamanho correspondente a $2r_p$, ou seja, duas vezes o tamanho do raio plástico compressivo. À medida que a trinca cresce ainda mais estes valores deixam de ser significativos. Desta forma, o trabalho conclui que é necessária uma extensão da trinca de pelo menos duas vezes o tamanho da zona plástica até que se atinja o estado estável de propagação, ou seja, até que sejam dissipados os efeitos das tensões residuais do pré-trincamento.

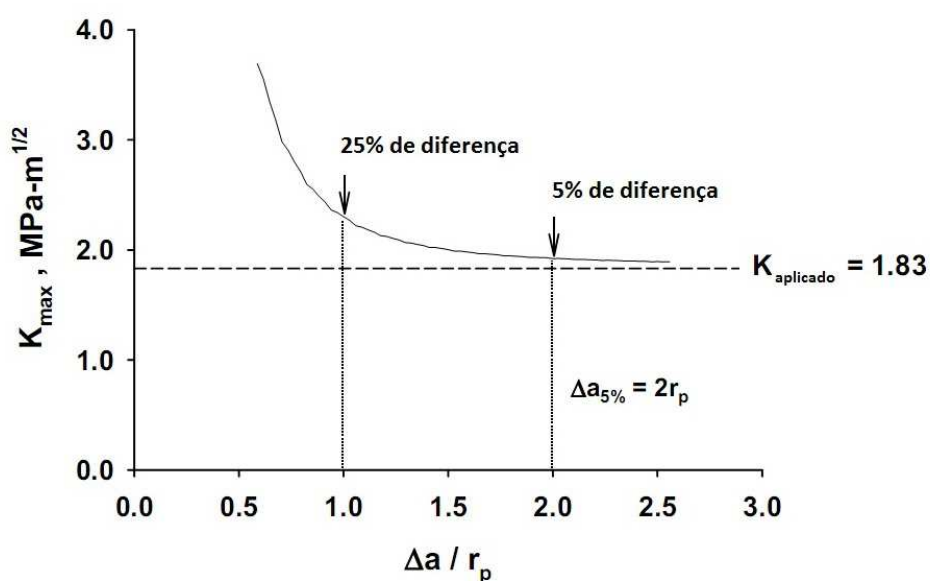


Figura 2.17-Efeito de sobreposição das tensões residuais de pré-trincamento com a carga aplicada K_{\max} (JAMES et al., 2005).

Na mesma época Newman et al. (2005) , baseando-se nas análises dos trabalhos de James et al. (2005) Forth et al. (2003) e analisando resultados para diferentes razões de carregamento (R) apresentam uma expressão para determinação da extensão de trinca necessária para que se atinja o estado estável de propagação.

A expressão é apresentada como:

$$\Delta c = 4(1 - R)\rho_c \quad (7)$$

Onde Δc é a extensão de trinca e ρ_c é o tamanho da zona plástica calculada pela equação para tensão plana:

$$\rho_c = (\pi/8)(|K_{cp}|/\sigma_\chi)^2 \quad (8)$$

K_{cp} é o fator de intensidade de tensões compressivo e σ_χ é a média entre a tensão de escoamento e o limite de resistência do material.

No entanto, Yamada et al. (2008) realizaram novas análises elasto-plásticas através de simulações por elementos finitos, desta vez, considerando os conceitos de abertura de trinca bem como de CTOD (Crack Tip Opening Displacement) para avaliar a influência da tensão residual do pré-trincamento e determinar a extensão necessária para atingir o estado de estabilidade. A partir desta abordagem o trabalho sugere a seguinte relação para a extensão de trinca:

$$\Delta c = \gamma(1 - R)\rho_{cp_fea} \quad (9)$$

Onde ρ_{cp_fea} é o tamanho da zona plástica obtida por elementos finitos e o valor de γ obtido foi de 1,5 para o critério de abertura de trinca e 2 para o critério de CTOD, dos quais se elegeu o último por ser o mais conservador. Segundo a análise realizada as tensões residuais decaem ao atingir o tamanho igual à zona plástica, no entanto, o pré-trincamento continua influenciando tanto na abertura da trinca como no CTOD por uma extensão de até 2 vezes o tamanho da zona plástica. Yamada et al. comparam os resultados aos obtidos por James et al. (2005) salientando que embora os critérios utilizados nos trabalhos tenham sido diferentes (o trabalho anterior estaria

supererestimando o efeito da tensão residual), ambos obtiveram, ao final, resultados semelhantes: cerca de duas vezes o tamanho da zona plástica.

Yamada et al. (2008) finalizam o trabalho explicando que sua abordagem não considerou os efeitos de fechamento induzido por óxidos e pela rugosidade na superfície da trinca e suas interações com as tensões residuais, sugerindo, dessa forma, que se utilize um valor conservador de γ igual a 3.

Dessa forma, o critério para a extensão de trinca fica definido da seguinte forma:

$$\Delta c = 3(1 - R)r_{cp} \quad (10)$$

Sendo o raio plástico de Irwin (r_{cp}) calculado por:

$$r_{cp} = (1/\pi)(|K_{cp}|/\sigma_{\chi})^2 \quad (11)$$

O trabalho publicado por Newman et al. (2010) recomenda a utilização de equação idêntica à equação utilizada por Yamada et al. (2008) (Equação (10)), no entanto, o raio plástico é calculado através da equação para o estado plano de tensão, apresentado na Equação (8) do presente trabalho.

2.11.3. Alguns Trabalhos Comparando as Diferentes Técnicas de Ensaio

O trabalho de Newman et al. (2005) faz uma comparação entre o método convencional de ensaio através da redução de carga (K-decrescente) com o método CPCA utilizando as ligas de alumínio 2324-T39 e 7075-T7351. Além disto, foi avaliada a variação nos valores de R entre 0,1 e 0,8. O trabalho mostra que para a liga 2324 houve diferença pouco significativa entre o método do K-decrescente e o método CPCA, embora este último tenha um valor de limiar sensivelmente mais baixo bem como taxas de propagação sensivelmente mais altas que o primeiro. Já para a liga 7075 Newman et al. (2005) observaram diferenças significativas quando comparados os dois métodos para os valores próximos ao limiar de propagação para valores de R entre 0,1 e 0,4. No entanto, para valores mais altos de R ($R=0,7$) os resultados foram semelhantes quando comparados ambos os métodos. De forma geral o trabalho conclui que o método convencional do K-decrescente produz maiores valores de limiar quando comparados ao método CPCA.

Newman e Yamada (2010) analisaram o comportamento de cinco diferentes materiais quando ensaiados pelos métodos convencionais da norma ASTM E647 e pelos métodos com pré-trincamento em compressão. Os materiais analisados foram: as ligas de alumínio 7075-T651 e 7075-T7351, a liga de titânio Ti-6Al-4V β -STOA, a liga de aço de alta resistência AISI 4340 e a superliga de níquel Inconel-718. Dentre os materiais testados, dois deles (7075-T651 e o aço AISI 4340) apresentaram diferenças pouco significativas entre os métodos. No entanto, o restante dos materiais (7075-T7351, Ti-6Al-4V β -STOA e o Inconel-718) apresentaram diferenças significativas, sendo que os métodos com pré-trincamento em compressão apresentaram limiares de propagação menores e maiores taxas de propagação na região próxima ao limiar. Newman e Yamada (2010) ainda salientam o comportamento obtido para a liga Inconel-718 com razão de carregamento elevada ($R=0,7$), onde os resultados apontam que o fechamento de trinca em altos valores de R pode ser ativado durante o ensaio através do método do K-decrescente. Tal resultado contraria os trabalhos anteriores onde ligas de alumínio e titânio ensaiados em altos valores de R apresentaram excelente concordância quando ensaiados pelos diferentes métodos.

3. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

3.1. Matriz de Ensaios

Para a realização deste trabalho foram utilizados quatro corpos de prova sendo que destes: dois foram ensaiados pelo método convencional de K-decrescente e dois foram ensaiados pelo método CPCA. Para cada método de ensaio foram utilizadas duas razões de carregamento distintas. A matriz de ensaios com suas respectivas condições é apresentada na Tabela 3-1.

Tabela 3-1 – Matriz de ensaios realizados no trabalho.

Identificação	Método de Ensaio	Razão de Carregamento (R)
LR_01	K-decrescente	0,1
LR_05	K-decrescente	0,5
CPCA_01	CPCA	0,1
CPCA_05	CPCA	0,5

3.2. Materiais

O material utilizado neste trabalho foi retirado de um segmento de duto de aço classificado como API 5L grau X60. A composição química da liga bem como as propriedades mecânicas requeridas, definidas pelo documento *Specification for Line Pipe (API Specification 5L, 2004)* são apresentadas na Tabela 3-2 e Tabela 3-3, respectivamente.

Tabela 3-2 - Composição química percentual em peso para a liga de aço API 5L X60.

Elemento	Carbono (max)	Manganês (max)	Fósforo (max)	Enxofre (max)	Titânio (max)
% Peso	0,24	1,40	0,025	0,015	0,04

Tabela 3-3 – Propriedades mecânicas requeridas para a liga API 5L X60.

Tensão de Escoamento [MPa]		Limite de Resistência [MPa]	
Mínimo	Máximo	Mínimo	Máximo
414	565	517	758

3.3. Orientação e Geometria dos Corpos de Prova

Os corpos de prova foram retirados de um segmento de duto de 508mm de diâmetro externo e espessura de aproximadamente 14,2mm sendo que a orientação seguiu o esquema mostrado na Figura 3.1. Segundo a norma ASTM E399 esta orientação é classificada como C-L.

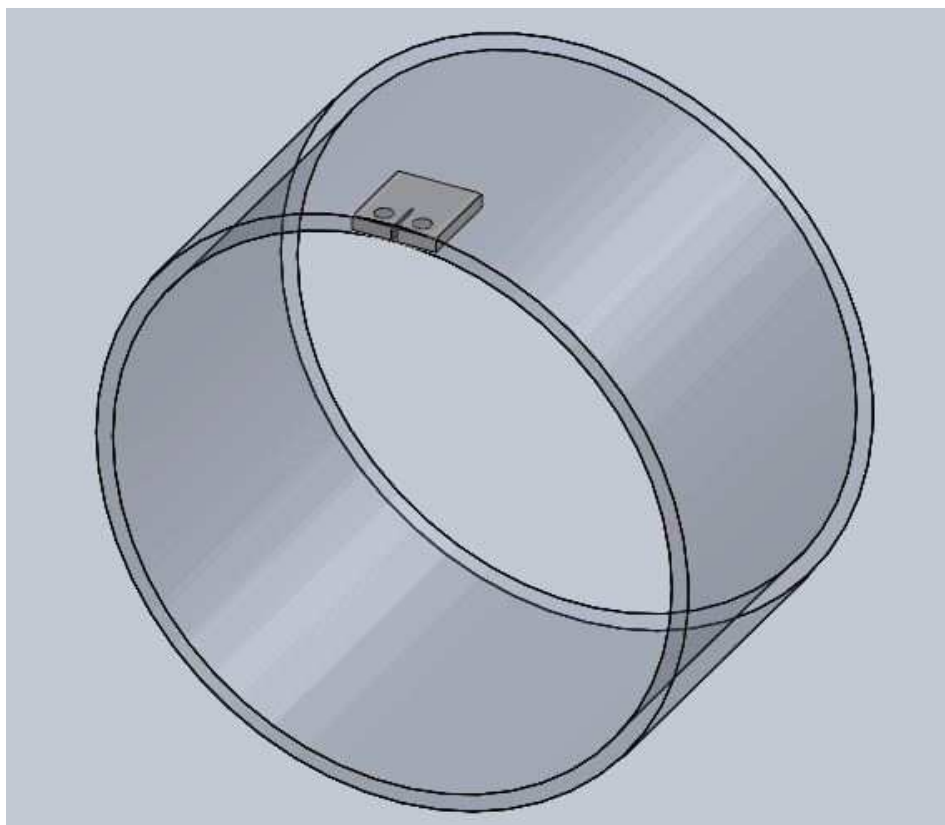


Figura 3.1 – Orientação dos corpos-de-prova classificada como C-L de acordo com a norma ASTM E399.

Todos os corpos de prova utilizados foram do tipo C(T), de acordo com a norma ASTM E647, com as dimensões características W de 60 mm e espessura (B) de aproximadamente 10mm. Os corpos de prova foram usinados através de processos convencionais de usinagem sendo que os entalhes foram feitos pelo processo eletroerosão a fio.

Para os ensaios pelo método do K-decrescente foi utilizada a geometria da Figura 3.2 onde o entalhe consiste em um corte simples da espessura do fio de eletroerosão. Já para os ensaios pelo método do CPCA, para viabilizar a abertura de pré-trinca em compressão, foi utilizado um entalhe em “V” com ângulo de 45° conforme mostrado na Figura 3.3.

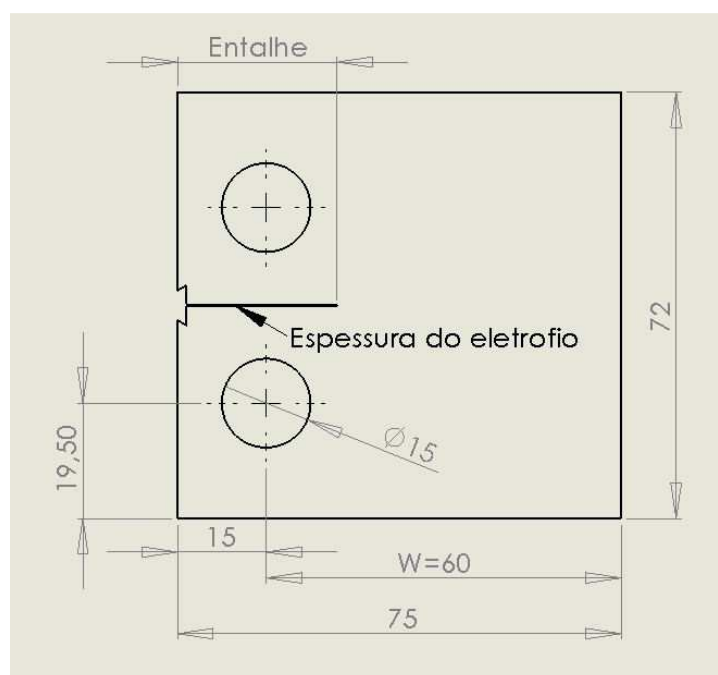


Figura 3.2 – Corpo de prova tipo C(T) utilizado nos ensaios pelo método do K-decrescente.

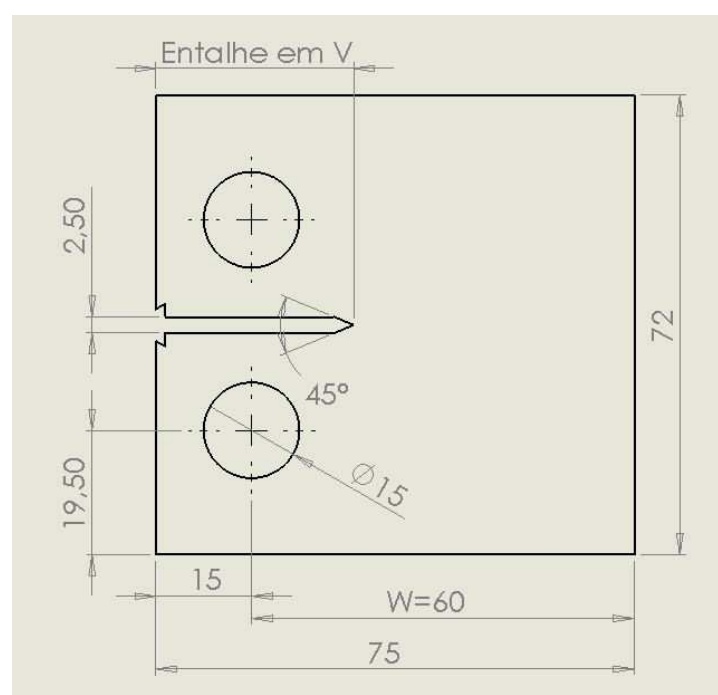


Figura 3.3 – Corpo de prova tipo C(T) com entalhe em V de 45° utilizado nos ensaios pelo método CPCA.

3.4. Máquinas de Ensaio

Os ensaios convencionais através do ΔK -decrescente foram realizados em uma máquina servo-hidráulica modelo MTS 810 equipada com uma célula de carga de 100kN e

sensor de deslocamento LVDT de 150mm. Neste caso a medição das trincas foi feita através de um *clip gage*. A máquina opera com o controlador “TestStar IIs” em conjunto com o software MPT (Multi Purpose Testware) bem como o “Fatigue Test Growth Testware”. Este último software foi especialmente desenvolvido pela MTS para a realização de ensaios de propagação de trinca desde o pré-trincamento, o controle, até a análise de dados de acordo com os procedimentos estabelecidos pela norma ASTM E647.

Já os ensaios através do método CPCA foram realizados em uma máquina modelo MTS 858 equipada com célula de carga de 25kN e LVDT de 100mm. A máquina é controlada pelo sistema FlexTest SE em conjunto com o software MPT. A medição de trincas foi feita através de método da queda de potencial que é descrito na seção seguinte.

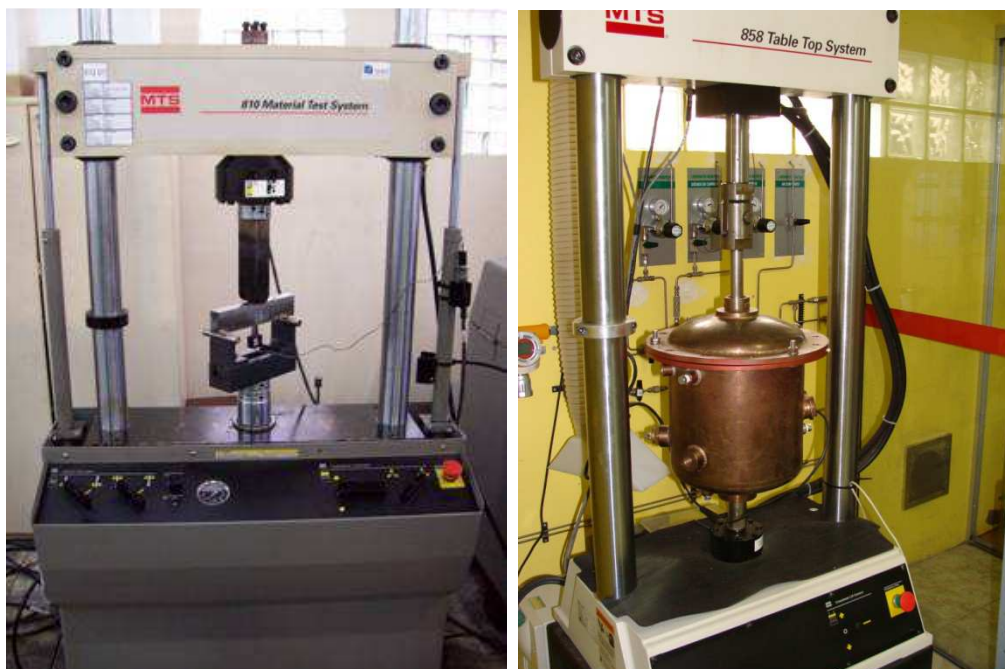


Figura 3.4 – Máquinas servo-hidráulicas utilizadas nos ensaios. À esquerda o modelo MTS 810 e à direita o modelo MTS 858.

3.5. Método e Equipamento de Medição de Trinca

Todas as medições de trinca foram realizadas de acordo com os procedimentos estabelecidos na norma ASTM E647.

Já nos corpos de prova ensaiados pelo método CPCA foi utilizado o método de queda de potencial por corrente contínua (DCPD) para as medições de trinca. Para a aplicação da corrente contínua foi utilizada uma fonte de corrente modelo SORENSEN SRL 20-50. A medição do potencial foi feito através de um multímetro digital de bancada

modelo AGILENT 8458A com resolução de 8,5 dígitos conectada a um microcomputador através de uma interface USB/GPIB. A aquisição dos dados foi feita através da plataforma Labview® onde foi desenvolvido um software especialmente para este fim.

3.6. Análise Fractográfica

Foram realizadas algumas análises fractográficas para identificar possíveis diferenças, tanto na morfologia da fratura quanto no mecanismo de iniciação, entre o processo de pré-trincamento tratativo convencional e os corpos de prova pré-trincados em compressão. Estas análises consistiram em macrografias da superfície de fratura para os corpos de prova pré-trincados em compressão comparados aos pré-trincados pelo método convencional. Além disso, foi realizada uma análise através de microscopia eletrônica de varredura (MEV), em um equipamento modelo Shimadzu SSX-550, nas regiões de iniciação da trinca junto ao entalhe do corpo de prova. As demais regiões da fratura não foram analisadas tendo características consolidadas segundo a mecânica da fratura que não vão de encontro aos objetivos deste trabalho.

3.7. Método Convencional do K-decrescente

Primeiramente as faces dos dois corpos de prova foram submetidas ao lixamento até a grana 600 a fim de facilitar a visualização lateral da trinca. Depois desta etapa os corpos de prova foram submetidos ao pré-trincamento. O controle das cargas aplicadas foi realizado de forma automatizada pelo sistema de controle e programa próprio da máquina MTS 810.

As dimensões de espessura (B), o tamanho do entalhe usinado (a_e), a razão de carregamento (R) estão descritos na Tabela 3-4. Ainda nesta tabela são apresentados os valores do tamanho das pré-trincas obtidas bem como o tamanho total final do entalhe com a pré-trinca (a_{pt}), que neste caso corresponde ao tamanho inicial da trinca para o posterior início do ensaio propriamente dito. A medição das pré-trincas foi feita através do programa de análise de imagens ImageJ®, calibrado através de uma dimensão conhecida, sendo que o valor apresentado corresponde à média para as medidas em ambas as faces do corpo de prova.

Ambos os corpos de prova foram pré-trincados com K-decrescente conforme procedimento sugerido na norma ASTM E647 sendo os valores de ΔK ao final da pré-

trinca (ΔK_f) apresentado na Tabela 3-4. O pré-trincamento bem como os posteriores ensaios foram realizados numa frequência de 10Hz.

Tabela 3-4 – Parâmetros de geometria e de pré-trincamento dos corpos de prova ensaiados pelo método do K-decrescente.

Corpo de Prova	B [mm]	Entalhe (a_e) [mm]	R	Pré-trinca [mm]	a_{pt}	ΔK_f [N/mm ^{3/2}]
LR_01	10,35	14,85	0,5	1,92	16,77	450
LR_02	10,34	14,95	0,1	1,55	16,50	250

Após o pré-trincamento foi dado início aos ensaios pelo método do K-decrescente. Para o corpo de prova LR_01, ensaiado com razão de carregamento de 0,1, foi utilizado um ΔK inicial de aproximadamente 645 N/mm^{3/2}. Já para o corpo de prova LR_05, cuja razão de carregamento foi de 0,5, foi utilizado um ΔK inicial de aproximadamente 475 N/mm^{3/2}. Em ambos os ensaios foi utilizado um gradiente de K normalizado (C) de -0,08 mm⁻¹. Os ensaios foram conduzidos até que se obtivesse uma taxa de crescimento próxima a 10⁻⁷mm/ciclo.

Depois de finalizados os ensaios, os corpos de prova foram submetidos a pós-fadiga (ruptura total do corpo de prova por fadiga) a fim de possibilitar a análise da superfície de fratura dos mesmos.

Ao final do ensaio o corpo de prova LR_01 teve um tamanho total de trinca de aproximadamente 27,69 mm, já o corpo de prova LR_05 apresentou um tamanho de trinca de aproximadamente 28,19 mm. Tais valores finais foram obtidos através do programa de análise de imagens.

3.8. Método da Compressão Seguido de Amplitude Constante (CPCA)

Ambos os corpos de prova foram preparados através de lixamento das faces laterais até a grana 600. Após esta etapa os corpos de prova foram submetidos ao trincamento compressivo.

Para viabilizar o trincamento compressivo foi desenvolvido um dispositivo especialmente projetado para este fim. O dispositivo possibilita que a carga seja aplicada às superfícies superior e inferior do corpo de prova conforme representado na Figura 3.5. A

aplicação de carregamento compressivo diretamente através dos pinos convencionais deve ser evitada, pois acarreta o trincamento indesejável na região dos furos do corpo de prova.

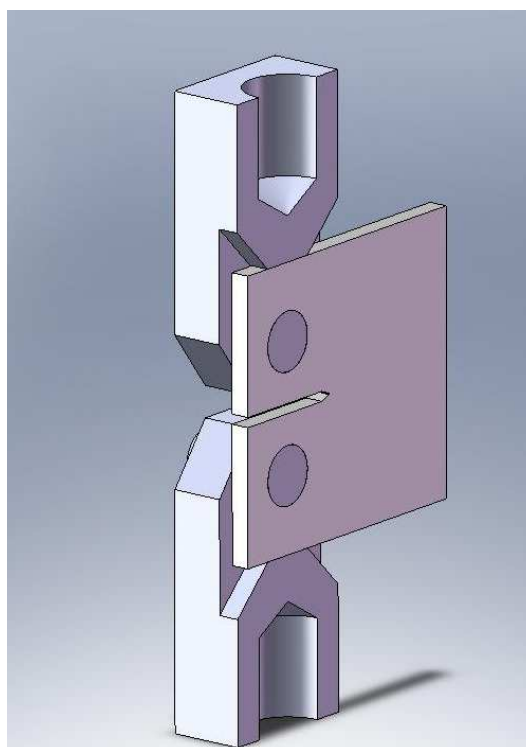


Figura 3.5 – Vista em corte do desenho do dispositivo de trincamento em compressão.

O pré-trincamento compressivo foi feito com razão de carregamento igual a 20, os parâmetros geométricos bem como as cargas utilizadas são mostradas Tabela 3-5. O valor do raio plástico (r_{cp}) obtido foi calculado através da equação 11. A partir destes resultados, para efeitos comparativos, foram obtidos os valores de extensão de trinca Δc através da equação 7 e equação 10. Na tabela também está indicada a espessura (B) dos corpos de prova, os tamanhos obtidos nas pré-trincas e o tamanho total das pré-trincas com os entalhe (a_{pt}).

Tabela 3-5 - Parâmetros de geometria e de pré-trincamento dos corpos de prova pré-trincados pelo método de compressão.

Corpo de Prova	B [mm]	Entalhe (a_e) [mm]	R	K_{min} (compressivo) [N/mm ^{3/2}]	Pré-trinca	
					Obtida [mm]	a_{pt} [mm]
CPCA_01	10,35	15,79	20	882	0,61	16,41
CPCA_02	10,36	15,80	20	1027	2,35	18,15

As medições das pré-trincas, apresentadas na Tabela 3-5, foram feitas de forma visual através do programa ImageJ®. Os valores apresentados foram obtidos através da média dos tamanhos de trinca obtidas em ambas as faces do corpo de prova. A Figura 3.6 exemplifica a janela do programa durante uma das medições com a respectiva calibração através de uma dimensão conhecida de 1 mm.

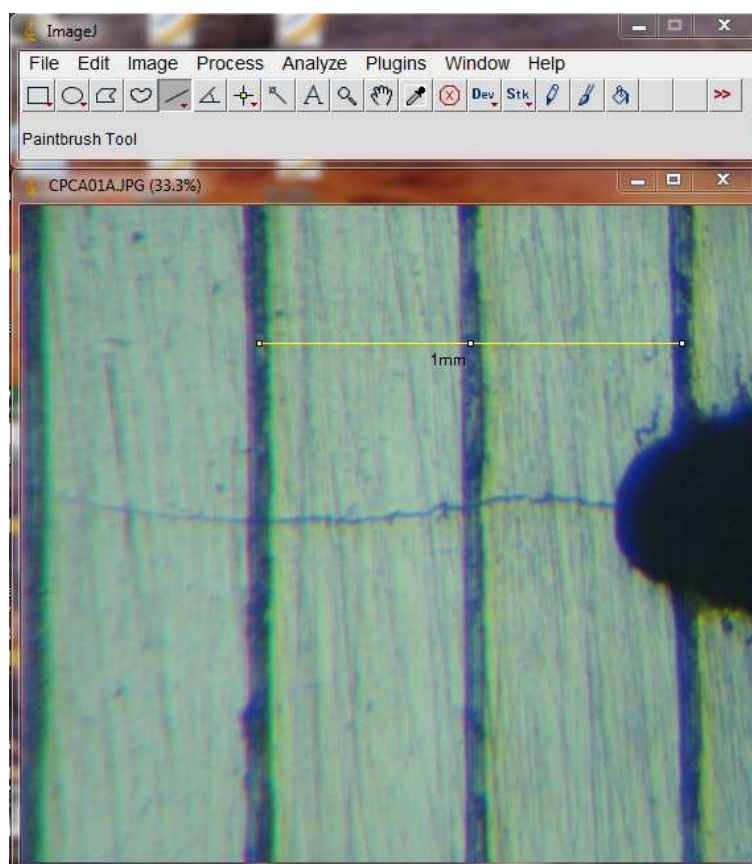


Figura 3.6 – Medição da pré trinca através do analisador de imagens ImageJ®.

Depois do pré-trincamento dos corpos de prova foram determinados os valores de extensão de trinca a partir de dois diferentes critérios, sendo que um deles usou a formulação apresentada na equação 10 (definida por $3(1-R)\rho_c$ e representada por Δc_a) e a outra formulação, mais conservadora, dada pela equação 7 (definida por $4(1-R)\rho_c$ e representada por Δc_b). Os raios plásticos ρ_c foram calculados a partir das equações 8 e 11. Com base nos valores de Δc_a e Δc_b foram determinados os valores a_a e a_b respectivamente, representando os valores de trinca à partir dos quais o ensaio é considerado válido. Todos os dados utilizados e valores obtidos são apresentados na Tabela 3-6.

Tabela 3-6 – Resumo dos parâmetros utilizados e dos valores obtidos nos critérios de extensão de trinca.

Corpo de Prova	R (ensaio)	K_{min} (compressivo) [N/mm ^{3/2}]	ρ_c [mm]	Δc_a [mm] $3(1-R)\rho_c$	Δc_b [mm] $4(1-R)\rho_c$	a_a [mm]	a_b [mm]
CPCA_01	0,1	882	1,41	3,80	5,07	19,59	20,86
CPCA_05	0,5	1027	1,92	2,88	3,84	18,68	19,64

A etapa seguinte foi o início dos ensaios propriamente ditos. Ambos ensaios foram realizados na frequência de 10Hz. A parte inicial dos ensaios, antes que a trinca desenvolva um crescimento contínuo, consiste na realização de sucessivos aumentos de carregamento na forma de passos, sempre respeitando a razão de carregamento do ensaio. Cada passo de carregamento consistiu no aumento em $15 \text{ N/mm}^{3/2}$ no valor do ΔK aplicado ao corpo de prova. A cada passo foi observada a tendência de crescimento da trinca pelo período seguinte de pelo menos 10^6 ciclos. Caso a trinca apresentasse um valor de crescimento nulo ou muito baixo (da ordem de 10^{-7} mm/ciclo) ou uma tendência decrescente na taxa de propagação um novo passo de carregamento era dado.

Ao atingir o estado contínuo de propagação, onde a trinca se desenvolve naturalmente e em propagação contínua a carga aplicada era mantida e o ensaio prosseguia sem intervenções. Os dados adquiridos durante o andamento do teste foram salvos e utilizados para a montagem das curvas e posteriores análises apresentadas na seção seguinte. Os valores iniciais de carregamento ΔK_i bem como o passo de carregamento ΔK_p utilizados e o valor a partir do qual o crescimento foi contínuo ΔK_c é apresentado na Tabela 3-7.

Tabela 3-7 – Resumo dos parâmetros utilizados e observados no início dos ensaios com pré-trincamento em compressão.

Corpo de Prova	ΔK_i [N/mm ^{3/2}]	ΔK_p [N/mm ^{3/2}]	ΔK_c [N/mm ^{3/2}]
CPCA_01	125	15	275
CPCA_05	80	15	140

3.9. Considerações Sobre a Determinação das Curvas e do Limiar de Propagação

Neste capítulo são apresentadas brevemente algumas considerações relevantes sobre a metodologia utilizada na obtenção das curvas de propagação de trinca e dos valores de limiar de propagação das trincas.

Para o cálculo do da/dN foi utilizado o método do polinômio incremental que foi feito através do programa Microsoft Excel®. O método consiste basicamente no ajuste de um polinômio de segunda ordem através de 7 pontos sucessivos (ou com coeficiente $n=3$, conforme a norma) sendo que a curva obtida é derivada no ponto intermediário obtendo-se assim o valor de da/dN para aquele ponto. Repete-se continuamente este procedimento sempre avançando um ponto no ajuste da curva e derivação posterior. Para cada ponto de da/dN está associado um valor de ΔK e através destes valores se obtém a curva da/dN vs. ΔK . Para maiores detalhes pode-se consultar o apêndice X1.2 da norma ASTM E647-05.

A determinação dos valores de limiar de propagação de trinca foi feita através dos procedimentos especificados na seção 9.4 da norma ASTM E647-05. Tal método consistiu em duas etapas distintas. Primeiramente determinou-se o melhor ajuste linear dos pontos da curva $\log da/dN$ vs. $\log \Delta K$ compreendidos entre os valores de 10^{-6} e 10^{-7} mm/ciclo, sendo que os valores de $\log \Delta K$ devem corresponder à variável dependente. Depois de ajustada a curva foi determinado o ponto sobre a reta equivalente a uma taxa de propagação de 10^{-7} mm/ciclo e então o ΔK correspondente a este valor foi considerado como sendo o valor de limiar de propagação (ΔK_{th}).

Ao longo dos resultados diversas vezes são apresentadas as curvas da norma britânica BS 7910:2005. Tais curvas, segundo a norma, definem o comportamento recomendado para os aços (ferríticos, austeníticos ou com estrutura dúplex) com resistência à tração menor que 700MPa ensaiados ao ar e em temperatura inferior a 100 °C, como é o caso do aço analisado neste trabalho. São apresentadas duas curvas sendo que uma delas define o comportamento recomendado para ensaios realizados com R inferior a 0,5 e outra para ensaios com R maior ou igual a 0,5.

4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste capítulo são apresentados os resultados obtidos nos ensaios bem como é feita a discussão e análise de tais resultados.

4.1. Análise da Superfície de Fratura

As fractografias obtidas das superfícies de fratura são apresentadas na

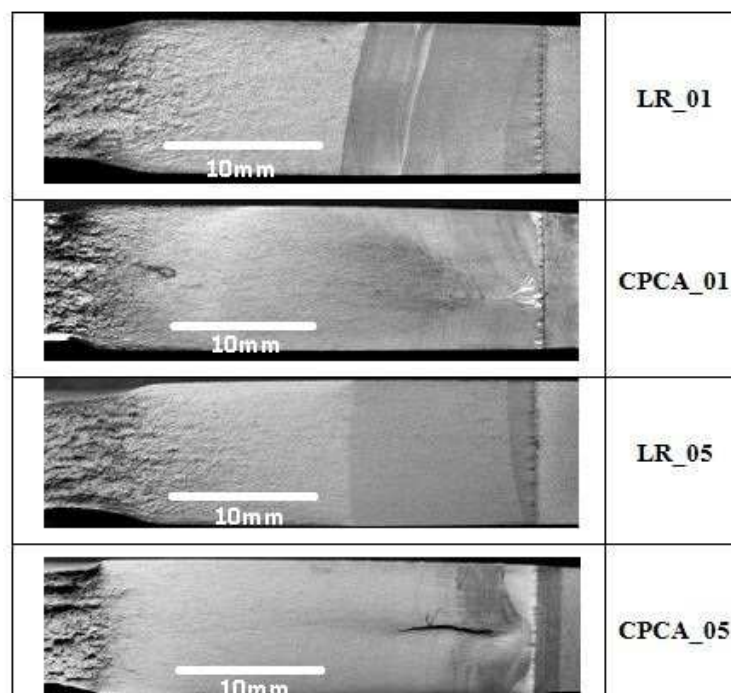


Figura 4.1. A porção localizada à direita corresponde à superfície de entalhe do corpo de prova e em seguida podem-se observar as regiões da pré trinca. Observa-se claramente que para os corpos de prova pré-trincados em tração (LR_01 e LR_05) a trinca se propaga de forma tunelada indicando que a propagação tende a ser mais pronunciada região média da espessura do corpo de prova. Já para os corpos de prova pré-trincados em compressão (CPCA_01 e CPCA_05) observa-se que a trinca apresenta propagação mais pronunciada na região próxima às superfícies laterais. Segundo Pippan et. al (1988) este efeito é causado por um aumento da zona plástica junto às superfícies laterais do corpo de prova sendo este efeito fortemente dependente da geometria do mesmo. As imagens dos corpos de prova após o ensaio podem ser vistas na seção de anexos.

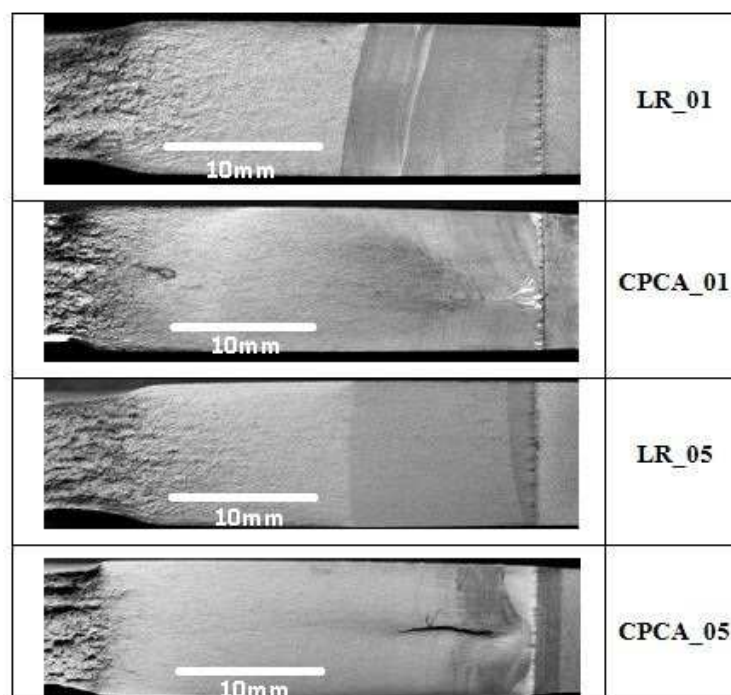


Figura 4.1 Fractografias das superfícies de fratura dos corpos de prova.

4.2. Análise da iniciação das trincas através de MEV

A Figura 4.2 mostra as superfícies de fratura para a região de iniciação das trincas junto ao entalhe usinado. A porção inferior das figuras mostra a região de transição do entalhe para a pré-trinca. Todas as fraturas apresentaram características essencialmente dúcteis não sendo possível se determinar quaisquer distinções significativas quando comparados ambos os métodos de pré-trincamento. Tais resultados têm coerência com o trabalho de Suresh et. al (1985) que atribui a similaridade das superfícies de fratura para ambos os métodos ao fato de que em ambos os processos, mesmo no método compressivo, as tensões locais que governam a propagação são do tipo trativas.

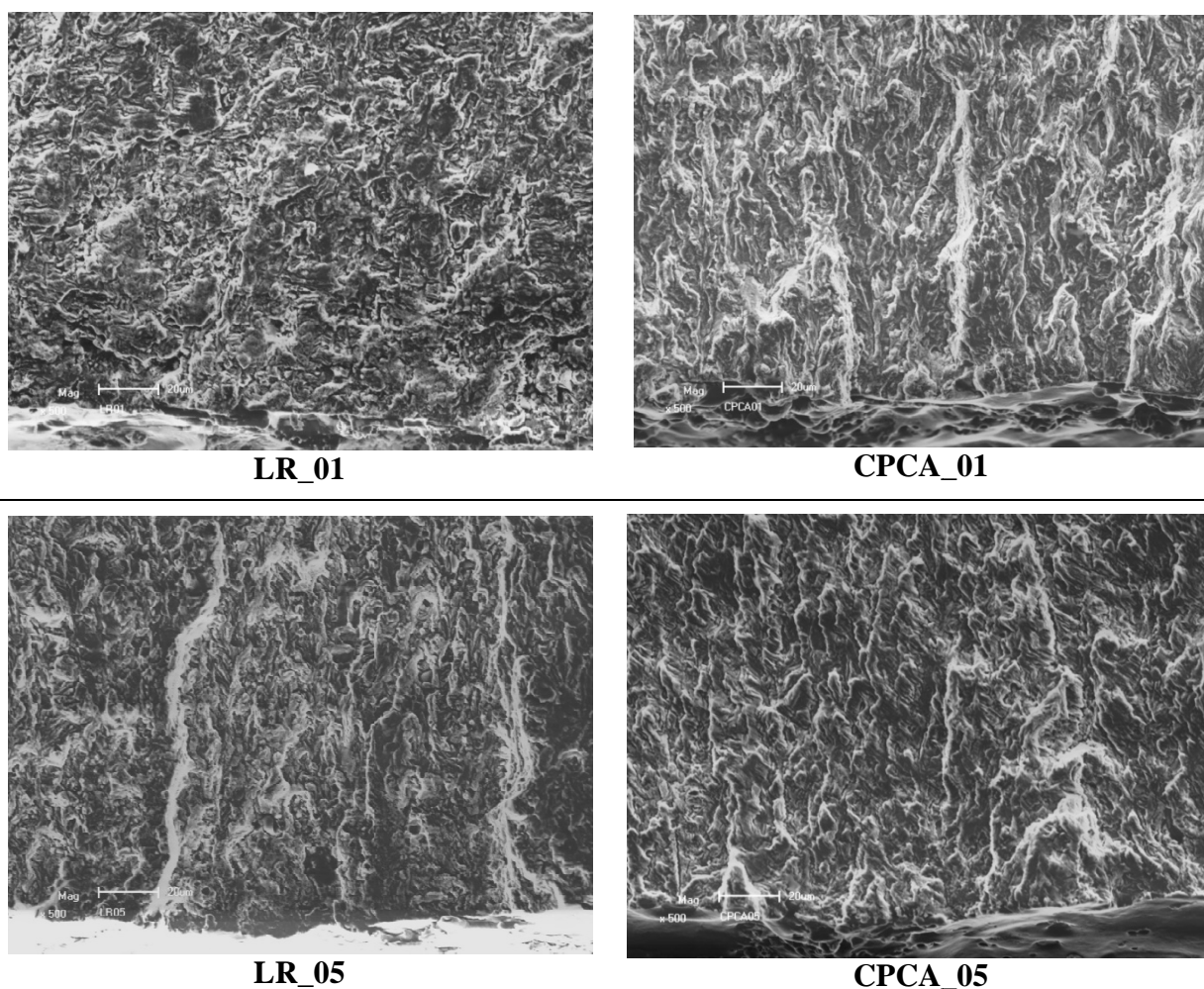


Figura 4.2 – Análise das superfícies de fratura na região de iniciação das trincas junto ao entalhe dos corpos de prova para os quatro corpos de prova ensaiados.

4.3. Resultados Obtidos nos Ensaios Realizados com R=0,1

4.3.1. Resultado do Método do K-decrescente com R=0,1

A curva de propagação para o corpo de prova LR_01, ensaiado pelo método convencional (com R=0,1), é apresentada na Figura 4.3. Para o regime de Paris obteve-se a seguinte equação de propagação e respectiva correlação:

$$\frac{da}{dN} = 7 \times 10^{-28} \Delta K^{8,0884} \quad R^2 = 0,93$$

O cálculo do limiar de propagação (ΔK_{th}) foi calculado através da extrapolação da seguinte curva obtida:

$$\Delta K = 643,48 \left(\frac{da}{dN} \right)^{0,035} \quad R^2 = 0,84$$

Sendo obtido o seguinte valor de limiar:

$$\Delta K_{th} = 366 N.mm^{-3/2}$$

Resultados LR_01

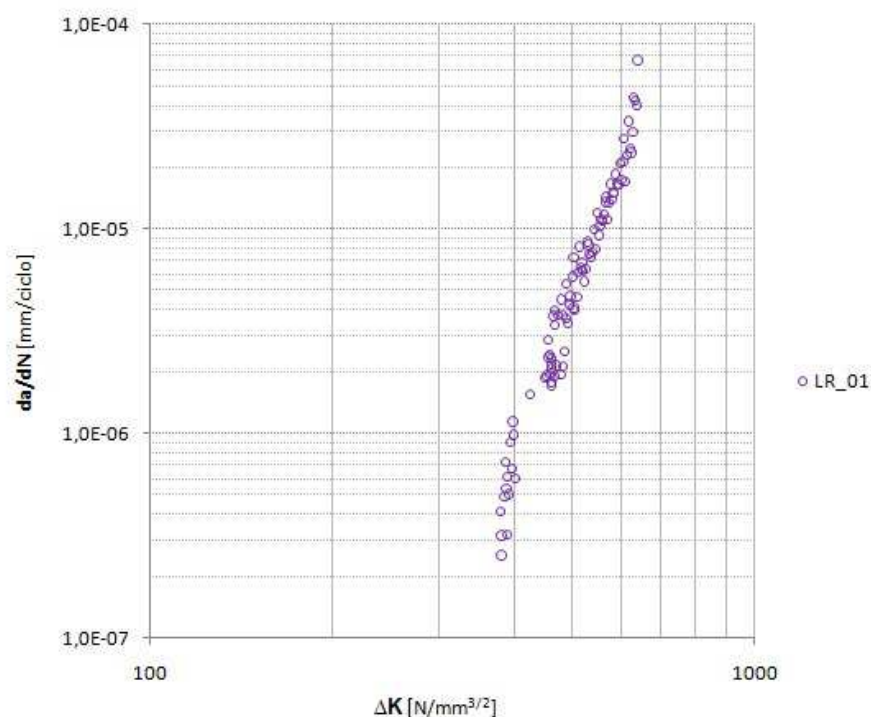


Figura 4.3 – Curva de propagação de trinca obtida para o corpo de prova LR_01.

4.3.2. Resultado do Método CPCA com R=0,1

A curva de propagação para o corpo de prova CPCA_01, ensaiado pelo método CPCA (com R=0,1), é apresentada na Figura 4.4. Ao analisar a curva percebe-se que inicialmente esta apresenta uma taxa de propagação de cerca de 6×10^{-7} mm/ciclo com um rápido decréscimo até uma taxa de cerca de $2,5 \times 10^{-7}$ mm/ciclo. Tal fenômeno é explicado pela influência das tensões residuais do pré-trincamento que vão se dissipando até o momento em que a trinca atinge a estabilidade em seu crescimento o que é mostrado no trabalho de Newman et al. (2005) e pode ser visto na figura 2-15. Ainda na curva pode-se observar o ponto de início da validade da curva obtido através do critério de extensão de trinca de $4(1-R)\rho_c$, utilizado no trabalho J. Newman et. al (2005). O critério menos

conservador, utilizado no trabalho de Yamada et. al 2008, e que considera o valor de extensão como $3(1-R)\rho_c$ não pôde ser aplicado pois claramente equivale a um ponto onde a influência da tensão residual é bastante pronunciada. Dessa forma, apenas o primeiro foi apresentado na curva.

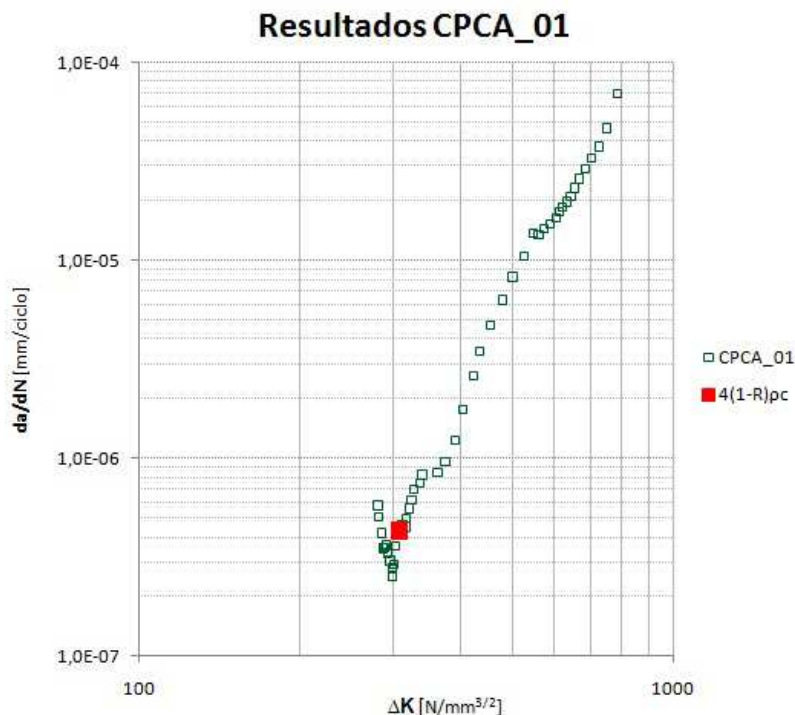


Figura 4.4 - Curva de propagação de trinca obtida para o corpo de prova CPCA_01.

Para o regime de Paris obteve-se a seguinte equação de propagação e correlação:

$$\frac{da}{dN} = 3 \times 10^{-18} \Delta K^{4,5906} \quad R^2 = 0,97$$

O cálculo do limiar de propagação (ΔK_{th}) foi obtido através da extrapolação da seguinte curva obtida:

$$\Delta K = 2426,5 \left(\frac{da}{dN} \right)^{0,1405} \quad R^2 = 0,95$$

Sendo obtido o seguinte valor de limiar:

$$\Delta K_{th} = 252 \text{ N} \cdot \text{mm}^{-3/2}$$

4.3.3. Comparação Entre os Métodos para R=0,1

As curvas obtidas por ambos os métodos para uma razão de carregamento de 0,1 são comparadas na Figura 4.5. Em uma primeira análise percebe-se que ambas as curvas

obtidas para o material, embora por diferentes métodos, atendem os requisitos da norma BS7910.

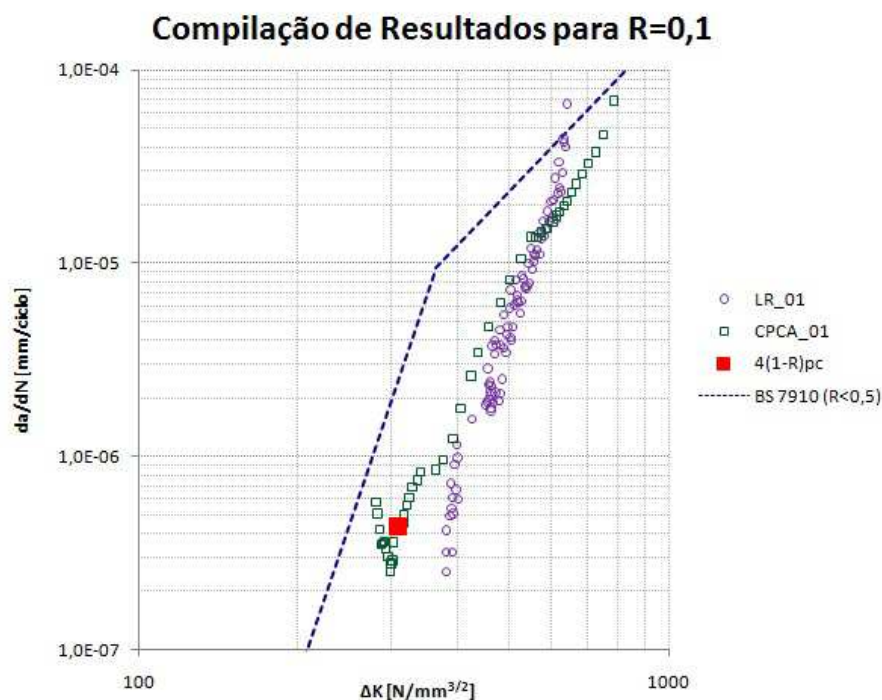


Figura 4.5 – Comparação entre os diferentes métodos para R=0,1.

Ao compararmos as duas curvas obtidas fica claro que a curva do método CPCA apresenta um maior valor nas taxas de propagação desde a região inicial até propagações em torno de 1×10^{-6} mm/ciclo. A partir deste valor, ambas as curvas apresentam um comportamento bastante semelhante, porém com taxas levemente maiores para a curva CPCA_01. A partir de valores de propagação de cerca de $1,5 \times 10^{-5}$ mm/ciclo nota-se uma pequena inversão onde as maiores taxas são apresentadas pelo método convencional LR_01. Ainda, ao se analisar a região inicial das curvas fica evidente a tendência de um menor valor de ΔK_{th} para o ensaio CPCA_01 em relação ao ensaio LR_01. Dessa forma, pode-se dizer que, para os ensaios realizados com razão igual a 0,1, o ensaio pelo método CPCA teve um resultado mais conservador que o ensaiado pelo método convencional.

4.4. Resultados Obtidos nos Ensaio Realizados com R=0,5

4.4.1. Resultado do Método do K-decrescente com R=0,5

A curva de propagação para o corpo de prova LR_05 é apresentada na Figura 4.6.



Figura 4.6 - Curva de propagação de trinca obtida para o corpo de prova LR_05.

Para o regime de Paris obteve-se a seguinte equação de propagação e respectiva correlação:

$$\frac{da}{dN} = 2 \times 10^{-13} \Delta K^{3,047} \quad R^2 = 0,98$$

O cálculo do limiar de propagação (ΔK_{th}) foi obtido através da extrapolação da seguinte curva obtida:

$$\Delta K = 278,2 \left(\frac{da}{dN} \right)^{0,0264} \quad R^2 = 0,85$$

Sendo obtido o seguinte valor de limiar:

$$\Delta K_{th} = 182 N.mm^{-3/2}$$

4.4.2. Resultado do Método CPCA com R=0,5

A curva de propagação para o corpo de prova CPCA_05 é apresentada na Figura 4.7.

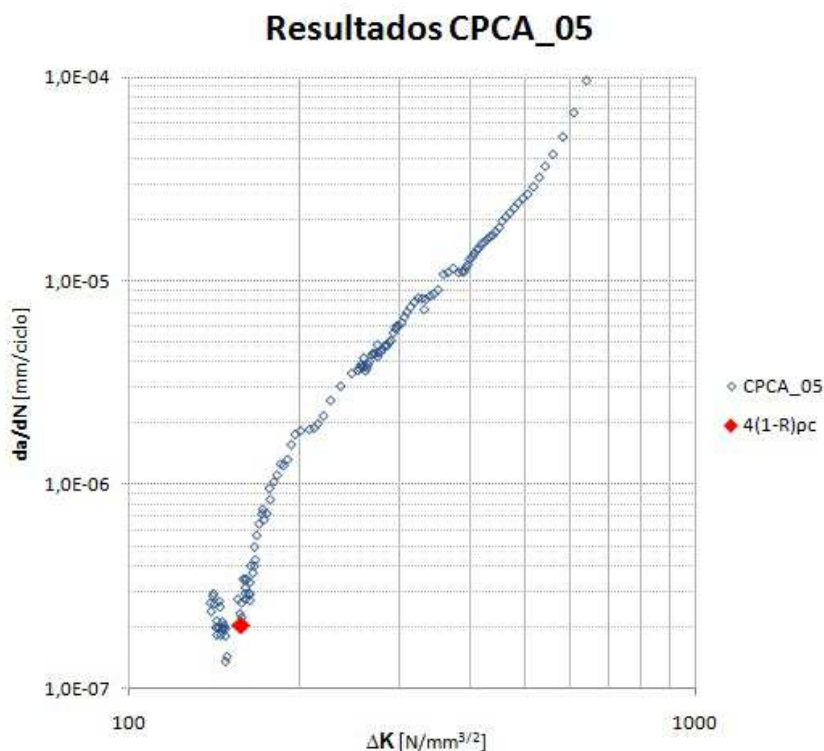


Figura 4.7 - Curva de propagação de trinca obtida para o corpo de prova CPCA_05.

O ponto de início da validade da curva de acordo com o critério de $4(1-R)\rho_c$ é apresentado no gráfico. Da mesma forma como ocorreu com a condição ensaiada com razão de carregamento de 0,1, não foi possível utilizar o critério de extensão de $3(1-R)\rho_c$ uma vez que este se mostrou pouco conservador. Em outras palavras, o ponto de validade segundo tal critério, estaria localizado numa região com clara influência das tensões residuais do pré-trincamento.

Para o regime de Paris obteve-se a seguinte equação de propagação e respectiva correlação:

$$\frac{da}{dN} = 5 \times 10^{-13} \Delta K^{2,864} \quad R^2 = 0,99$$

O cálculo do limiar de propagação (ΔK_{th}) foi obtido através da extrapolação da seguinte curva obtida:

$$\Delta K = 514,48 \left(\frac{da}{dN} \right)^{0,0772} \quad R^2 = 0,91$$

Sendo obtido o seguinte valor de limiar:

$$\Delta K_{th} = 148 N \cdot mm^{-3/2}$$

4.4.3. Comparação Entre os Métodos para R=0,5

A Figura 4.8 apresenta uma comparação dos resultados obtidos para os ensaios com razão de carregamento 0,5. Ao analisarmos a parte inicial da curva percebe-se que a curva CPCA_05 tende a apresentar um ΔK_{th} mais conservador que a curva LR_05. Para valores de taxa de propagação acima de $1,7 \times 10^{-6}$, até valores de $2,7 \times 10^{-5}$ mm/ciclo onde acabam os dados da curva LR_05, ambas as curvas tiveram um comportamento bastante semelhante. Além disso, ambas apresentaram comportamento satisfatório com relação à recomendação da norma britânica BS7910.

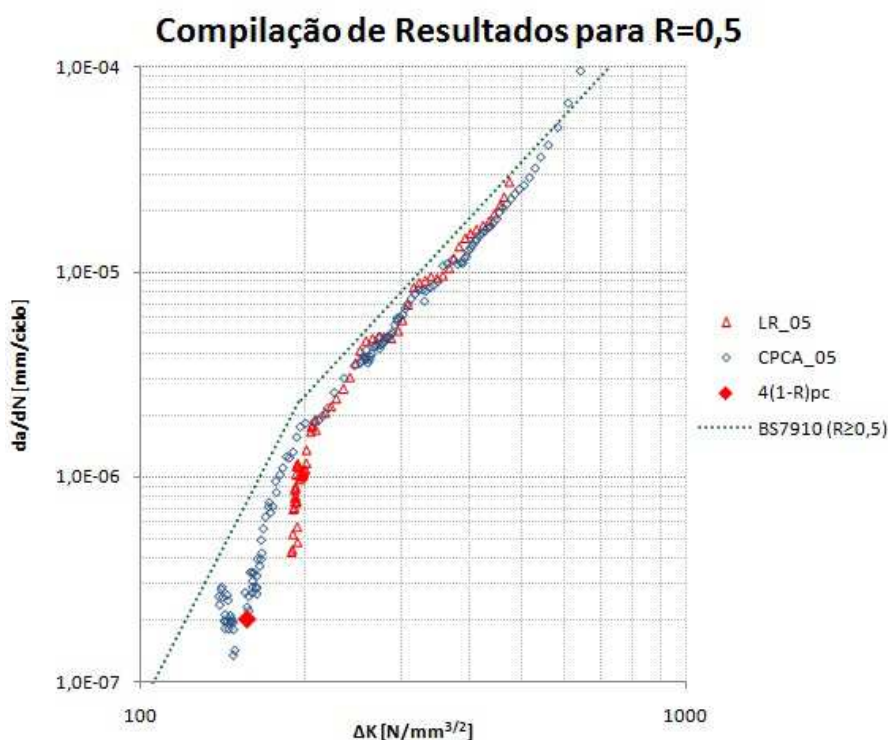


Figura 4.8 - Comparação entre os diferentes métodos para R=0,5.

4.5. Comparação Geral para Todos os Ensaios

A Figura 4.9 apresenta um comparativo entre os resultados obtidos para as diferentes condições ensaiadas. Ao analisarmos os resultados fica clara a influência da razão de carregamento sobre os ensaios. Os corpos de prova ensaiados com razão de carregamento igual a 0,5 apresentaram uma maior taxa de propagação quando comparados aos ensaiados com razão igual a 0,1. Tais resultados, de certa forma, contrariam alguns trabalhos que classificam como baixa a influência da razão de carregamento ou tensão

média no comportamento da região intermediária da curva de propagação como é o caso de Suresh (1998). No entanto, estas diferenças nas taxas de propagação parecem diminuir à medida que o valor do ΔK aumenta. Neste sentido, para valores de ΔK aplicado da ordem de $400 \text{ N/mm}^{3/2}$ observa-se uma diferença na taxa de propagação de cerca de 10 vezes ou uma ordem de grandeza, já para valores de ΔK de aproximadamente $500 \text{ N/mm}^{3/2}$ esta diferença cai para cerca de 3 vezes. Ainda em uma rápida análise gráfica fica evidente que o método CPCA apresenta resultados mais conservadores quando comparados com o método do K-decrescente para uma mesma razão de carregamento.

A Tabela 4-1 apresenta, de forma condensada, as principais condições dos ensaios, as equações obtidas para o regime de Paris bem como os valores de ΔK_{th} para ambos os ensaios realizados. Ao analisar os coeficientes da potência (**m**) nas equações obtidas observa-se uma grande coerência entre os coeficientes obtidos para as curvas com razão de carregamento igual a 0,5 (ambas têm valor próximo de 3). No entanto, para as curvas obtidas com razão de carregamento igual a 0,1 observa-se uma pequena discrepância nos coeficientes (em torno de 8 para o método do K-decrescente contra cerca de 4,6 para o método CPCA). Fica evidente, tanto pela análise gráfica, quanto pelos valores da tabela, que o método CPCA apresentou menor valor de ΔK_{th} quando comparados aos ensaios realizados pelo método do K-decrescente para uma mesma razão de carregamento. Neste sentido, para os ensaios realizados com razão de carregamento de 0,1 foi obtida uma maior diferença entre os métodos (cerca de $114 \text{ N/mm}^{3/2}$ a menos para o CPCA) quando comparados aos ensaios com razão de carregamento de 0,5 (cerca de $34 \text{ N/mm}^{3/2}$ a menos para o CPCA). Tais valores de limiar menores para o método do CPCA vão de encontro aos resultados obtidos no trabalho de Newman et al. (2005) (para as ligas 2324-T39 e 7075-T7351) bem como no trabalho de Newman e Yamada (2010) para as ligas (7075-T7351, Ti-6Al-4V β -STOA e o Inconel-718).



Figura 4.9 – Comparação geral de todas as condições ensaiadas.

Tabela 4-1 – Tabela comparativa dos principais resultados obtidos para todas as condições ensaiadas.

Corpo de Prova	R	Método	Equação de Paris	ΔK_{th} [$N/mm^{3/2}$]
LR_01	0,1	K-decrescente	$\frac{da}{dN} = 7 \times 10^{-28} \Delta K^{8,0884}$	366
CPCA_01	0,1	CPCA	$\frac{da}{dN} = 3 \times 10^{-18} \Delta K^{4,5906}$	252
LR_05	0,5	K-decrescente	$\frac{da}{dN} = 2 \times 10^{-13} \Delta K^{3,047}$	182
CPCA_05	0,5	CPCA	$\frac{da}{dN} = 5 \times 10^{-13} \Delta K^{2,864}$	148

5. CONCLUSÕES

Através dos ensaios de propagação de trinca realizados pelos diferentes métodos e razões de carregamento bem como as posteriores análises das superfícies de fratura este trabalho conclui que:

O aspecto macroscópico das superfícies de fratura correspondente à região das pré trincas apresentou diferenças significativas quando comparados os métodos de compressão e convencional: os corpos de prova pré trincados através do método compressivo mostraram uma maior propagação nas regiões laterais junto à superfície do corpo de prova enquanto aqueles pré trincados pelo método convencional apresentaram maior tendência ao crescimento na região média da espessura e menos pronunciada nas laterais junto à superfície formando uma frente de propagação com característica elipsóide ou de tunelamento.

O micromecanismo de fratura da região inicial da pré trinca, logo após o entalhe, não apresentou diferenças significativas mesmo quando comparados os diferentes métodos de pré trincamento.

Todas as curvas obtidas apresentaram comportamento satisfatório em relação às exigências previstas na norma BS7910 para o material ensaiado.

As taxas iniciais de propagação decrescente observadas nos ensaios realizados pelo método CPCA evidenciam a influência do histórico de carregamento induzido no pré trincamento na região inicial da curva da $da/dN \times \Delta K$.

O critério de extensão de trinca dado por $\Delta c = 4(1 - R)\rho_c$ foi o mais adequado para ambas as curvas realizadas pelo método do CPCA.

Quando comparados os diferentes métodos para uma mesma razão de carregamento fica evidente que o método CPCA produziu resultados mais conservadores com menores valores de limiar de propagação quando comparados ao método convencional.

A diferença entre os valores de limiar observados entre ambos os métodos foi mais evidente para os ensaios realizados com razão de carregamento de 0,1.

A região intermediária da curva de propagação de trinca não apresentou influência aparente do método de ensaio.

Embora o tempo de ensaio necessário para varrer a curva em ambos os métodos sejam equivalentes o método CPCA demanda um maior tempo inicial através das sucessivas tentativas necessárias até que se obtenha a propagação contínua da trinca.

De uma forma geral pode-se concluir a viabilidade da aplicação do método CPCA na liga API 5L X60 tendo como principal vantagem a obtenção de valores mais conservadores de ΔK_{th} quando comparados à técnica convencional.

6. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Podem-se destacar como possíveis sugestões para trabalhos futuros:

Avaliar o comportamento para razões de carregamento diferentes das utilizadas neste trabalho, preferencialmente utilizando valores superiores a 0,5 uma vez que para as razões estudadas neste trabalho percebe-se que a diferença entre os valores de limiar obtidos pelos diferentes métodos diminuiu quando aumentada a razão de carregamento.

Analisar a viabilidade e possíveis vantagens e desvantagens da utilização do método CPCA em corpos de prova submetidos a meios agressivos.

Realizar um estudo relativo às padronizações e convenções necessárias para que o método CPCA seja incorporado às normas vigentes de ensaios de propagação de trinca sendo, dessa forma, oficializado como uma técnica válida para a análise dos materiais e integridade estrutural.

7. REFERÊNCIAS

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE, **API RP 579-2000**: Recommended practice for fitness-for-service, Washington, 2000.

AMERICAN SOCIETY OF TESTING AND MATERIALS. **ASTM E647-08**: standard test method for measurement of fatigue crack growth rates. West Conshohcken, 2008.

ANDERSON, T. L.; OSAGE, D. A. API 579: a comprehensive fitness-for-service guide. **International journal of pressure vessels and piping**, 77, p. 953-963, 2000.

BACILA, A.; DECOOPMAN, X.; MESMACQUE, G.; VODA, M.; SERBAN, V. A. Study of underload effects on the delay induced by na overload in fatigue crack propagation. **International Journal of Fatigue**, 29, p. 1781-1787, 2007.

BRANCO, C. M.; FERNANDES A.A.; CASTRO, P. M. S. T. Aplicação da mecânica da fractura à fadiga. In: , C. M.; FERNANDES A.A.; CASTRO, P. M. S. T.. **Fadiga de estruturas soldadas**, Fundação Calouste Gulbenkian, 1º edição, p. 193-208, 1996.

BRITISH STANDARD. **BS 7910-2005**: Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures. London, 2005.

BUSCHIAZZO, A. A.; CASTRODEZA, E.; M. BASTIAN, F. L. Crescimento de trincas por fadiga em aço da classe API 5L-X70. In: 17º CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA E CIÊNCIA DOS MATERIAIS, Novembro, 2006, Foz do Iguaçu, Brasil. **Resumo...** Rio de Janeiro, Brasil: COPPE/UFRJ, p. 4700-4711, 2006.

CHENG. X.; PETROV, R.; ZHAO, L.; JANSSEN, M. Fatigue crack growth in TRIP steel under positive R-ratios, **Engineering Fracture Mechanics**, 75, p. 739-749, 2008.

CRAVERO, S.; RUGGIERI, C. Structural integrity analysis of axially cracked pipelines using conventional and constraint-modified failure assessment diagrams. **International journal of pressure vessels and piping**, 83, p. 607-617, 2006.

FORTH, S. C.; NEWMAN, J. C., FORMAN, R. G. On generating fatigue crack growth thresholds. **International Journal of Fatigue**, 25, p. 9-15, 2003.

FORTH, S. C.; NEWMAN, J. C.; FORMAN, R. G. Anomalous fatigue crack growth data generated using the ASTM standards. In: ASTM SYMPOSIUM ON FATIGUE AND FRACTURE MECHANICS, May, 2005, Reno. **Proceedings...** Hampton, USA, p. [1-12], 2005.

FRAINER, J. V. **Avaliação do comportamento em fratura dos risers rígidos**. 2007. 129 f. Tese (Doutorado em Engenharia) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais – PPGEM, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre.

HIPPERT, E; RUGGIERI C. Avaliação de Defeitos Planares em Dutos Através de Metodologia Micromecânica. **Boletim Técnico Petrobras**, 46, p. [1-20], 2003.

HOLM, D. K.; BLOM, A. F.; SURESH, S. Growth of cracks under far-field cyclic compressive loads: numerical and experimental results. **Engineering Fracture Mechanics**, 23, p. 1097-1106, 1986.

HUBBARD, R. Crack growth under cyclic compression. **Journal of Basic Engineering**, 91, p. 625-631, 1969

JAMES, M. N.; PACEY M. N.; WEI L. W.; PATTERSON E. A. Characterisation of plasticity-induced closure crack flank contact force versus plastic enclave. **Engineering Fracture Mechanics**, 70, p. 2473-2487, 2003.

JAMES, M. A.; FORTH, S. C.; NEWMAN, J. A. Load history effects resulting from compression precracking. **Journal of ASTM International**, 9, p. [1-17], 2005.

JIANG, Y.; FENG, M.; DING, F. A reexamination of plasticity-induced crack closure in fatigue crack propagation. **International Journal of Plasticity**, 21, p. 1720-1740, 2005.

KAMP, N.; PARRY, M. R.; SINGH, K. D.; SINCLAIR, I. Analytical and finite element modelling of roughness induced crack closure. **Acta Materialia**, 52, p. 343-353, 2004.

KIM, J. H.; LEE, S. B. Behavior of plasticity-induced crack closure and roughness-induced crack closure in aluminium alloy. **International Journal of Fatigue**, 23, p. 244-251, 2001.

KUJAWSKI, D.; SREE, P. C. Generation and analysis of FCG data using a single specimen and K_{max} - ΔK testing matrix. **International Journal of Fatigue**, 31, p. 1638-1647, 2009.

LAWSON, L.; CHEN, E. Y.; MESHII, M. Near-threshold fatigue: a review. **International journal of fatigue**, 21, p. 15-34, 1999.

MA, L.; CHANG, K. M.; MANNAN, S.K. Oxide-induced crack closure: an explanation for abnormal time-dependent fatigue crack propagation. **Scripta Materialia**, 48, p. 583-588, 2003.

McEVILY, A. J. On crack closure in fatigue crack growth. In: NEWMAN Jr, J. C.; ELBER, W. **Mechanics of fatigue crack closure**. American Society for Testing Materials, p. 35-43, 1988.

MIRANDA, A. C. O. **Propagação de trincas por fadiga em geometrias 2D complexas sob cargas cíclicas variáveis**. 2003. 106 f. Tese (Doutorado em Engenharia) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro.

NEWMAN, J. C.; YAMADA, Y. Compression precracking methods to generate near-threshold fatigue-crack-growth-rate data. **International Journal of Fatigue**, 32, p. 879-885, 2010.

NEWMAN, J. A.; PIASCIK, R. S. Interactions of plasticity and oxide crack closure mechanisms near the fatigue crack growth threshold. **International Journal of Fatigue**, 26, p. 923-927, 2004.

NEWMAN, J. C., Jr. Analyses of fatigue crack growth databases for use in a damage tolerance approach for aircraft propellers and rotorcraft. **U.S. Department of Transportation**, p. [1-93], 2007.

NEWMAN, J. J.; SCHNEIDER, J.; DANIEL, A.; McKNIGHT, D. Compression precracking to generate near threshold fatigue-crack-growth rates in two aluminium alloys. **International Journal of Fatigue**, 27, p. 1432-1440, 2005.

PARRY, M. R.; SYNGELLAKIS, S.; SINCLAIR, I. Numerical modelling of combined roughness and plasticity induced crack closure effects in fatigue. **Materials Science and Engineering**, 291, p. 224-234, 2000.

PIPPAN, R. The length and the shape of cracks under cyclic compression: the influence of notch geometry. **Engineering Fracture Mechanics**, 31, p. 715-718, 1988.

PIPPAN, R.; PLÖCHL, L.; KLANNER, F.; STÜVE, H.P. The use of fatigue specimens precracked in compression for measuring threshold values and crack growth. **Journal of Testing and Evaluation**, p. 98-103, 1994.

RUSHTON, P. A.; TAHERI, F. Prediction of crack growth in 350WT steel subjected to constant amplitude with over- and under-loads using a modified wheeler approach. **Marine Structures**, 16, p. 517-539, 2003.

SAXENA, A.; MUHLSTEIN, C.L. Fatigue Crack Growth Testing. In: LAMPMAN S. R., **ASM Handbook: Fatigue and Fracture**. ASM International, Second printing, p. 410-418, 1997.

SHIJI, J. Fatigue crack closure: observations and technical significance. In: NEWMAN Jr, J. C.; ELBER, W. **Mechanics of fatigue crack closure**. American Society for Testing Materials, p. 5-34, 1988.

STROHAECKER, T. R. Mecânica da Fratura Aplicada à Fadiga. In: STROHAECKER, T. R. **Mecânica da Fratura**. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, p. 39-50, 2009.

SURESH, S. Crack initiation in cyclic compression and its applications. **Engineering Fracture Mechanics**, 21, p. 453-463, 1985.

SURESH, S. Fatigue Crack Growth in Ductile Solids. In: SURESH, S. **Fatigue of Materials**, Cambridge University Press, Second Edition, p. 331-418, 1998.

SURESH, S. Retardation and Transients in Fatigue Crack Growth. In: SURESH, S. **Fatigue of Materials**, Cambridge University Press, Second Edition, p. 483-537, 1998.

TABERING, B.; PIPAN, R. Determination of the length dependence of the threshold for fatigue crack propagation. **Engineering Fracture Mechanics**, 69, p. 899-907, 2001.

WALLHEAD, I. R.; EDWARDS L. A study of crack closure using the optical method of caustics and consequences for the use of ΔK_{EFF} as a fatigue crack driving force. **Engineering Fracture Mechanics**, 60, p. 291-302, 1998.

WANG, S. H.; MÜLLER, C. Fracture surface roughness and roughness-induced fatigue crack closure in Ti-2.5 wt% Cu. **Materials Science and Engineering**, 255, p. 7-15, 1998.

YAMADA, Y.; NEWMAN III., J. C.; NEWMAN, J. C., Jr. Elastic-plastic finite-element analyses of compression precracking and its influence on subsequent fatigue-crack growth. **Journal of ASTM International**, 8, p. [1-13], 2008.

YAMADA, Y.; NEWMAN, J. C., Jr. Crack-closure behavior of 2324-T39 aluminum alloy near-threshold conditions for high load ratio and constant K_{max} tests. **International Journal of Fatigue**, 31, p. 1780-1787, 2009.

YI, K. S.; COX, B. N.; DAUSKARDT, R. H. Fatigue crack-growth behavior of materials in viscous fluid environments. **Journal of the Mechanics and Physics of Solids**, 47, p. 1843-1871, 1999.

<www.agenciabrasil.gov.br>, acesso em 01 de maio de 2009.

<www.twi.co.uk>, acesso em 08 de maio de 2009.

ANEXO A – Fotografias dos corpos de prova depois de ensaiados.

