



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA

“JÚLIO DE MESQUITA FILHO”

CAMPUS DE GUARATINGUETÁ

BÁRBARA REZENDE LEITE SILVA

Análise da propagação de trinca por fadiga submetida a carregamento cíclico com razão de carga negativa para a liga AA 6005

Guaratinguetá

2016

BÁRBARA REZENDE LEITE SILVA

Análise da propagação de trinca por fadiga submetida a carregamento cíclico com razão de carga negativa para a liga AA 6005

Trabalho de Graduação apresentado ao Conselho de Curso de Graduação em Engenharia Mecânica da Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, como parte dos requisitos para obtenção do diploma de Graduação em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Dr. Marcelo Augusto dos Santos Torres

Guaratinguetá

2016

S586a	<p>Silva, Bárbara Rezende Leite</p> <p>Análise da propagação de trinca por fadiga submetida a carregamento cíclico com razão de carga negativa para a liga AA 6005 / Bárbara Rezende Leite Silva – Guaratinguetá, 2016.</p> <p>47 f : il.</p> <p>Bibliografia: f. 45-47</p> <p>Trabalho de Graduação em Engenharia Mecânica – Universidade Estadual Paulista, Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá, 2016.</p> <p>Orientador: Prof. Dr. Marcelo Augusto Santos Torres</p> <p>1. Mecânica da fratura 2. Ligas de alumínio 3. Fadiga I. Título</p> <p style="text-align: right;">CDU 620.172.24</p>
-------	------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------

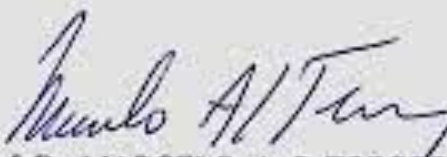
BÁRBARA REZENDE LEITE SILVA

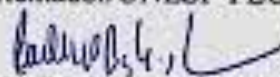
ESTE TRABALHO DE GRADUAÇÃO FOI JULGADO ADEQUADO COMO PARTE DO
REQUISITO PARA OBTENÇÃO DO DIPLOMA DE
"GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA"

APROVADO EM SUA FORMA FINAL PELO CONSELHO DE CURSO DE
GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

Prof. Dr. MARCELO SAMPAIO MARTINS
Coordenador

BANCA EXAMINADORA:


Prof. Dr. MARCELO A. S. TORRES
Orientador/UNESP-FEG


Prof. Dr. CARLOS A REIS PEREIRA BAPTISTA
USP-EEL


Prof. Me. DOUGLAS H. DA SILVA COSTA
Membro externo

Dezembro de 2016

de modo especial, à minha família e amigos que me acompanharam e me apoiaram durante o curso, e à minha gata pela companhia fiel todo tempo.

AGRADECIMENTOS

Em primeiro lugar agradeço a Deus, por me capacitar e proporcionar as oportunidades que fizeram chegar até aqui.

Agradeço à minha família pela ajuda, compreensão, apoio, e por me dar ânimo para suportar as dificuldades que enfrentei ao longo dos últimos anos;

à minha mãe, Shirley Maria de Rezende, pela paciência de sempre me ouvir e ser capaz de me animar infinitas vezes;

ao meu orientador Prof. Marcelo Augusto Santos Torres pelo conhecimento transmitido, pela oportunidade, compreensão e orientação;

ao Me. Douglas Henrique da Silva Costa pela ajuda fundamental na realização dos ensaios e pela disponibilidade em ajudar ao longo do desenvolvimento deste trabalho;

à todos professores que tive durante a graduação, pela dedicação e aulas ministradas;

ao Prof. Marcelo Sampaio Martins, pelas pesquisas que realizamos juntos, pelas bolsas de apoio durante a graduação e pelo excelente trabalho como coordenador de curso;

à instituição UNESP, pela realização do sonho de ser engenheira;

aos meus amigos e colegas de estudo, por batalharem comigo lado a lado desde o início;

ao meu namorado, Bruno Cesar Milano Bobilho pelo apoio e acompanhamento em todas as pequenas conquistas que me trouxeram até aqui;

à República Puricanas por ser minha casa e parte integrante da minha família desde 2011.

“Diante de Deus somos todos igualmente sábios e igualmente
tolos.”

Albert Einstein

RESUMO

Para projetos de engenharia que exigem alto grau de confiabilidade, é preciso compreender, além das propriedades físicas e químicas dos materiais, seus limites para aplicações estáticas e dinâmicas, a fim de garantir segurança e integridade estrutural. O estudo de Fadiga é um item de projeto de grande importância. A vida em fadiga compreende nucleação e a propagação de trincas, sendo que a maior parte da vida pode ser consumida durante a propagação. Muitos modelos e teorias têm sido propostos a fim de compreender e prever o comportamento de propagação da trinca em fadiga. Neste contexto, análises de propagação de trincas por fadiga envolvendo carregamento com R negativo têm gerado discussões e controvérsias sobre a influência da carga compressiva como força motriz na propagação da trinca. Alguns pesquisadores assumem que a parte compressiva do carregamento cíclico não tem influência no crescimento da trinca. Além disso, a indústria vem utilizando, cada vez mais, as ligas de alumínio em seus projetos. As ligas da série AA 6005 possuem boa resistência à fadiga, à corrosão e soldabilidade. São aplicadas em perfis de estruturas ferroviárias e de ônibus, engenharia estrutural, torres, plataformas e gasodutos. Neste trabalho foram realizados ensaios de propagação de trinca por fadiga em corpos de prova com pré-trinca central inicial para $R=-1$ e $R=0$ para as mesmas cargas máximas na liga de alumínio AA6005. Os resultados mostraram que a parte negativa do carregamento influenciou na taxa de propagação da trinca por fadiga, principalmente para tamanhos de trincas maiores e carregamentos menores.

PALAVRAS-CHAVE: Propagação de trinca por fadiga. R negativo. AA6005.

ABSTRACT

For engineering projects requiring a high degree of reliability, it is necessary to understand, in addition to the physical and chemical properties of the materials, its limits for static and dynamic applications, in order to guarantee structural integrity and safety. The Fatigue study is a project item of great importance. Fatigue life comprises nucleation and the propagation of cracks, and most of life can be consumed during propagation. Many models and theories have been proposed in order to understand and predict the crack propagation behavior in fatigue. In this context, fatigue crack propagation involving loading with negative R has generated discussions and controversies about the influence of the compressive load as a driving force in the crack propagation. Some researchers assume that the compressive part of the cyclic loading has no influence on the crack growth. In addition, the industry is increasingly using aluminum alloys in its projects. AA 6005 series alloys have good fatigue, corrosion and weldability. They are applied in railway and bus structures, structural engineering, towers, platforms and pipelines. In this work, fatigue crack propagation tests were performed on specimens with initial central pre-crack for $R = -1$ and $R = 0$ for the same maximum loads on the AA6005 aluminum alloy. The results showed that the negative part of the load influenced the propagation rate of the fatigue crack, mainly for larger cracks sizes and smaller loads.

KEYWORDS: Fatigue Crack Propagation. R negative. AA6005.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 – Parâmetros de ensaio de fadiga	16
Figura 2 – Etapas de propagação de trinca por fadiga.....	17
Figura 3 – Processo plástico de crescimento da trinca	18
Figura 4 - Processo Plástico de Crescimento da Trinca	18
Figura 5 - Representação do aspecto de uma superfície fraturada	19
Figura 6 - Curvas de propagação.....	20
Figura 7 – Comportamento típico da trinca.....	21
Figura 8 - Tensões elásticas na ponta da trinca	22
Figura 9 – Modos principais de fraturas em sólidos.....	23
Figura 10 - Coordenadas de um ponto próximo ao extremo da trinca	24
Figura 11 - Distribuição de tensões	25
Figura 12 - Zona plástica cíclica ou reversa.....	26
Figura 13 - Zona plástica tridimensional.....	27
Figura 14 - Curvas da taxa de propagação por fadiga em diferentes valores de razões de carga	28
Figura 15 - Foto dos corpos de prova com pré-trinca central inicial.....	31
Figura 16 - Corpo de prova fixado ao equipamento.....	32
Figura 17 - Comprimento da trinca x número de ciclos para carga máxima de 20,5 kN.....	33
Figura 18 - Comprimento da trinca x número de ciclos para carga máxima de 12,0 kN.....	33
Figura 19 - Comprimento da trinca x número de ciclos para mesma carga máxima	34
Figura 20 - Curva da/dn versus $\Delta K +$ para tensão máxima de 20,5 kN.....	35
Figura 21 - Curva da/dn versus $\Delta K +$ para tensão máxima de 12,0 kN.....	36
Figura 22 - Curva da/dN versus ΔK para tensão máxima de 20,5 kN.....	38
Figura 23 – Curva da/dN versus ΔK para tensão máxima de 12,0 kN.....	38
Figura 24 - Crescimento de trinca para diferentes taxas R em liga de Al 7175 em função de ΔK	39
Figura 25 - Crescimento de trinca para diferentes taxas R em liga de Al 7175 em função de $\Delta K +$	39
Figura 26 - Curva ΔK_{eff} para carga máxima de 20,5 kN.....	40
Figura 27 - Curva ΔK_{eff} para carga máxima de 12,0 kN.....	41

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Composição química das ligas definidas para o projeto (% em peso)

Tabela 2 – Propriedades Mecânicas da liga AA6005

Tabela 3 - Dados de P_{cl} para carga máxima de 12,0 kN

Tabela 4- Dados de P_{cl} para carga máxima de 20,5 kN

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	12
1.1	OBJETIVOS	13
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	14
2.1	INTRODUÇÃO	14
2.2	FADIGA	14
2.2.1	Parâmetros de carregamento.....	15
2.2.2	Estágios de propagação em fadiga.....	17
2.3	MECÂNICA DA FRATURA	19
2.3.1	Fator de Intensidade de Tensão	21
2.3.2	Estado de tensão na ponta da trinca.....	22
2.3.3	Zona plástica na frente da trinca.....	24
2.3.4	Modelos de propagação de trinca	27
2.2.5	Influência da carga compressiva.....	29
3.	MATERIAIS E MÉTODOS	30
3.1	MATERIAIS	30
3.2	MÉTODOS.....	31
4	RESULTADOS E DISCUSSÃO	33
5.	CONCLUSÃO.....	44
	REFERÊNCIAS	45

1 INTRODUÇÃO

A previsão da vida em fadiga está diretamente ligada à segurança e vida útil de um equipamento. Mais de 90% das rupturas e danos em estruturas ocorrem devido a falha por tensões inferiores às máximas tensões determinadas nos ensaios tradicionais de tração, flexão, torção, entre outros, demonstrando que apenas as características do material e os limites estáticos não são suficientes para garantir bom projeto em aplicações dinâmicas (BROEK, 1987).

É de suma importância que existam métodos capazes de monitorar e prever o avanço de defeitos com precisão e confiabilidade. Esse aspecto se torna ainda mais relevante em peças de alto custo, ou dificuldade de substituição, como componentes aeronáuticos, grandes reservatórios, itens estruturais etc. Os componentes então, devem ser submetidos a testes, para caracterizar com precisão o limite para que um componente com defeito seja aceito para certa aplicação, ou até mesmo para que não seja descartado erroneamente.

A análise de propagação de trincas pode fornecer informações sobre a resistência à fadiga de um determinado material a partir de um dado carregamento aplicado. O interesse é determinar como ocorre o crescimento de uma trinca, até que ela atinja o seu tamanho crítico, causando a ruptura catastrófica do material (KOCANDA, 1978; GDOUTOS, 1990).

A vida em fadiga compreende nucleação, propagação e ruptura, sendo a maior parte da vida consumida durante a propagação. Muitos modelos e teorias tem sido propostos a fim de compreender e mapear o comportamento da trinca em fadiga (BROEK, 1987). Estudos de propagação de trinca por fadiga a partir da mecânica da fratura são os mais usados. Para o crescimento da trinca por fadiga é necessário, além do carregamento cíclico, a existência de tensão trativa e dano plástico no material.

Resultados envolvendo carregamento que além da carga de tração, apresentam carga compressiva, têm gerado discussões e controvérsias, e apesar da relevância do assunto, pouca importância tem sido dada para estes estudos envolvendo R negativos. A questão principal é possível a influência da parte negativa do carregamento no crescimento da trinca. Muitos pesquisadores assumem que a parte negativa do carregamento cíclico não tem influência no crescimento por fadiga (KUJAWSKI, 2001; DINDA, 2004). Entretanto, outros estudos têm mostrado a importância do papel da tensão compressiva na propagação da trinca (BAPTISTA, 2014; MEHZARDI, TAHERI; 2012). Além disso, o conceito de fechamento da trinca proposto por Elber que modela o comportamento e crescimento na vida em fadiga tem sido

questionado quanto sua aplicabilidade sob taxas de tensão negativas (MEHRZADI, TAHERI, 2012; ISHIHARA, S. et al, 2009).

As ligas da série AA 6005 possuem resistência a corrosão e soldabilidade muito boas sendo recomendadas para aplicações onde a estrutura pode ser submetida a impactos ou supercarregamentos devido a sua ótima característica de resiliência. Apresentam ainda uma boa resistência ao tratamento térmico de extrusão. Além disso, possuem também uma alta resistência a fadiga. São aplicadas em perfis de estruturas ferroviárias e de ônibus, engenharia estrutural, torres, plataformas e gasodutos (NASCIMENTO, 2015).

O presente trabalho irá analisar a propagação de trinca por fadiga na liga de alumínio AA 6005 sob aspectos de carregamento cíclico contendo porções negativas. Visando contribuir para a melhor compreensão do efeito da parte compressiva no carregamento cíclico na vida em fadiga, serão discutidos e analisados os fatores e conceitos presentes nos carregamentos com R negativos, a partir dos resultados experimentais obtidos neste e em outros trabalhos.

1.1 OBJETIVOS

Estudar a propagação de trinca por fadiga na liga de alumínio AA 6005 de aplicação estrutural sob carregamento cíclico com porção negativa.

Discutir e analisar os resultados experimentais a fim de compreender a influência ou não da porção negativa do carregamento cíclico na taxa de propagação de trinca por fadiga.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 INTRODUÇÃO

A partir do meio do século dezenove, a frequência de falhas de componentes e estruturas com carregamentos repetidos, com tensões inferiores às tensões críticas estáticas, começou a ser notada e se tornou objeto de estudo. Ficou evidente que a utilização de materiais de alta resistência, entretanto, nem sempre leva a um desempenho satisfatório em certas aplicações, principalmente devido à ocorrência de fadiga, que pode provocar a ruptura sob tensões bem menores que as necessárias para falha estática. Falhas devido à carregamentos repetidos foram então nomeadas de falhas por fadiga (KOCANDA, 1978; GDOUTOS, 1990; PINTO JÚNIOR, 1989).

A fadiga é um processo de dano estrutural permanente e localizado. Ocorre devido às variações no carregamento que um certo material está submetido. As tensões e deformações flutuantes causam o efeito progressivo que após a iniciação da trinca pode progredir até a ruptura final (HERTZBERG, 1996).

As fraturas por fadiga são, portanto, causadas pela ação simultânea de tensão cíclica, tensão de tração e deformação plástica. A ausência de um destes três fatores impede a ocorrência do fenômeno. A tensão cíclica inicia a trinca por fadiga; a tensão de tração causa sua propagação; a natureza irreversível do escoamento plástico contribui para a acumulação do dano em cada ciclo.

2.2 FADIGA

A busca da engenharia é sempre por materiais com melhores propriedades, e que apresentem melhor resistência ao crescimento de trincas. Porém, muitas vezes, um alto desempenho em carregamento cíclico, não corresponde a um bom desempenho em cargas estáticas. Na indústria aeronáutica, por exemplo, alguns componentes feitos de Alumínio, Zinco e Manganês foram substituídos por componentes com a combinação de Alumínio, Cobre e Manganês, que apesar de suportarem cargas menores, possuem menores taxas de propagação de trincas (KOCANDA, 1978).

Grande parte da vida total de um componente mecânico pode ser gasta na propagação de uma trinca. Estudos nesta área evoluíram graças ao desenvolvimento de métodos mais

precisos para detectar, monitorar e prever o crescimento destas trincas através da Mecânica da Fratura. Entretanto, apesar da enorme quantidade de estudos e ensaios realizados, não existe ainda um modelo geral de consenso que represente o crescimento de trincas em componentes reais de serviço (PINTO JÚNIOR, 1989).

Neste capítulo serão apresentadas equações desenvolvidas para representar a taxa de propagação de trincas de fadiga, em carregamentos de amplitude constante utilizando conceitos da mecânica de fratura linear elástica.

2.2.1 Parâmetros de carregamento

Inicialmente, os primeiros estudos acerca do fenômeno tinham como alvo a determinação da vida em fadiga, em termos de variáveis mensuráveis, como tensão média, variações de carregamento etc. Por volta de 1830, os primeiros estudos sobre fadiga foram realizados com base nas falhas recorrentes em pontes, estradas de ferro, locomotivas e eixo de vagões. No seminário do Instituto de Engenheiros Civis em 1854 em Braithwaite, o termo fadiga foi usado pela primeira vez. Entre 1852 e 1870 o engenheiro August Wohle produziu os primeiros sistemas para testes de fadiga com ensaios cíclicos e onde eram aplicados sucessivamente tensões de tração e alívio de carga. Esses resultados permitiram melhores análises da influência das amplitudes de tensão e tensão máxima de carregamento, crescimento e propagação das trincas, tempo de vida em fadiga entre outros. A partir desses experimentos, foram traçadas as primeiras curvas de tensão versus número de ciclos de vida em fadiga, conhecidas como curvas de Wholer ou simplesmente curvas $\sigma \times N$ (KOCANDA, 1978).

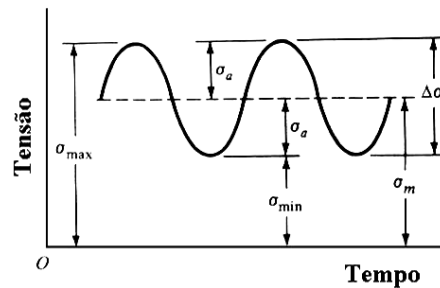
Nas curvas S x N de Wholer, são utilizados alguns parâmetros como amplitude (σ_a) de tensões, tensão média (σ_m) e razão entre tensões (R). Sendo cada uma delas calculadas como mostra as Equações 1,2 e 3 a seguir, e representadas graficamente na Figura 1.

$$\sigma_a = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2} \quad (1)$$

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2} \quad (2)$$

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

Figura 1 – Parâmetros de ensaio de fadiga



Fonte: Cetlin, Silva (1979)

A análise de um material ou componente sob carregamentos cíclicos é convencionalmente baseada na curva de Wohler ($\sigma \times N$), que confronta a quantidade de ciclos de carregamento necessárias para nucleação e propagação até a ruptura final, em materiais sem defeitos. Porém, muitas vezes, é necessário conhecer o comportamento da taxa de propagação em componentes estruturais que já possuem algum tipo de defeito. Esses defeitos podem se comportar como uma trinca já iniciada e a vida desse componente pode ser prevista através da Mecânica da Fratura (ROSA, 2002).

Estudos realizados com o objetivo de prever a taxa de propagação de trinca em fadiga sempre procuraram relacioná-la com o comprimento da trinca a , tensão aplicada σ e as propriedades do material tais como tensão limite de escoamento, módulo de elasticidade e coeficiente de encruamento (PINTO JÚNIOR, 1989).

Dados sobre taxa de propagação são obtidos a partir dos ensaios em corpos de provas já com uma trinca inicial, sujeitas a cargas flutuantes, e o crescimento da trinca é analisado em função do número de ciclos.

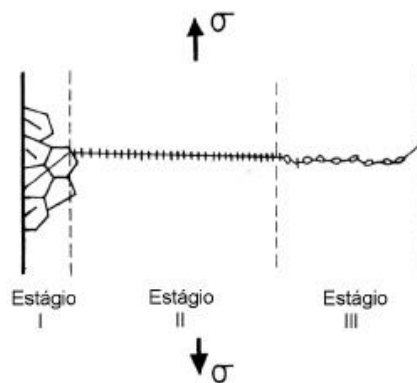
Existe um grande número de modelos propostos para determinação de taxas de propagação de trinca por fadiga. Todos esses, são modelados a partir da correlação com dados experimentais. Eles relacionam a taxa de crescimento da trinca, carregamento externo, comprimento da trinca, geometria e propriedades dos materiais. Alguns modelos mais conhecidos serão citados mais adiante.

2.2.2 Estágios de propagação em fadiga

A resistência à fadiga do componente deve ser analisada de forma diferente para o período de nucleação da trinca e para o período de propagação, pois os fenômenos envolvidos são distintos (ROSA, 2002).

Durante a propagação, a trinca cresce com taxa da/dN , e é função da sollicitação cíclica no externo da trinca. A variação na taxa de propagação de trinca, distingue três estágios, comumente classificadas como: nucleação, propagação e fratura brusca, ilustrados na Figura 2.

Figura 2 – Etapas de propagação de trinca por fadiga



Fonte: Meyers, Chawla (1999)

ESTÁGIO I: correspondente à região I. A iniciação de uma trinca compreende as mudanças em nível micro estrutural que causam nucleação de danos permanentes, seguidos pela criação de micro defeitos até o crescimento e combinação desses defeitos. Quando a tensão é aplicada ocorre o deslizamento de discordâncias em planos de deslizamento no retículo cristalino, provocando o surgimento de intrusões e extrusões que funcionam como concentradores de tensão. Nesta região o crescimento da fissura é extremamente influenciado pela microestrutura do material, uma vez que os aspectos metalúrgicos, nesta região, são relevantes, não podendo o material, para o estudo do crescimento da trinca, ser tratado como um contínuo. (ROSA, 2002; PINTO JÚNIOR, 1989)

O crescimento destas micro trincas é um fenômeno ainda pouco conhecido, mas há evidências de que a repetição dos ciclos dá origem às extrusões e intrusões, podendo ocorrer a união de intrusões ao longo de bandas de deslizamento, formando com a direção da tensão aplicada, provoque sua formação. Durante esse estágio não há crescimento da trinca e a

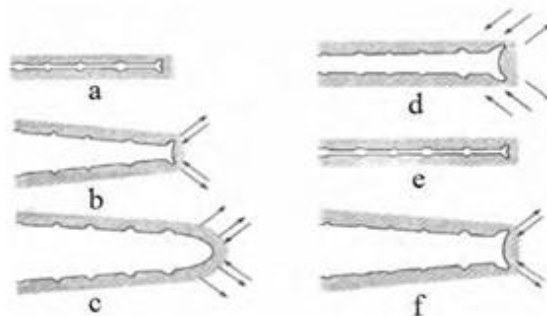
velocidade de propagação é muito baixa, da ordem de 10^{-9} m/ciclo, o que corresponde a um crescimento por ciclo da mesma ordem de grandeza do espaçamento atômico na rede cristalina, muito inferior a taxa de propagação de trincas no estágio II. A trinca ainda pode ser nucleada e não propagar-se, devido à amplitude do fator de intensidade de tensão insuficiente (ΔK_{th}) não provocar crescimento da trinca. (DOWLING, 1998)

ESTÁGIO II – Região intermediária, período de crescimento no qual a trinca apresenta tamanho suficiente e se torna passível de ser prevista e modelada. O crescimento da trinca da/dN deixa de ser função de condições essencialmente localizadas, como no caso da nucleação, e cresce num plano perpendicular a direção de tensão principal (DIETER, 1981).

Na maioria dos metais, a propagação ocorre de maneira transgranular, e em alguns materiais podem ser observadas, na superfície de fratura, linhas perpendiculares à direção de propagação, chamadas estrias de fadiga (PINTO JÚNIOR, 1989). As estrias de fadiga são formadas ciclo a ciclo, representando o avanço unitário da ponta da trinca e indicam sua posição em cada instante, sendo por isso, facilmente correlacionadas com o carregamento aplicado (DIETER, 1981; ROSA 2002).

No início do carregamento a ponta da trinca é aguda e com a aplicação da tração, o pequeno entalhe duplo na ponta da trinca concentra o deslizamento ao longo dos planos que fazem 45° com o plano da trinca. Quando a trinca alcança sua extensão máxima, ocorre a propagação por cisalhamento plástico ao mesmo tempo que sua ponta se torna rombuda. Durante a compressão as direções de deslizamento na extremidade da trinca são invertidas e as faces da trinca são compactadas, formando a nova superfície da trinca, compacta e é forçada de volta ao plano da trinca, onde é praticamente dobrada por flambagem formando uma ponta de trinca novamente aguda. Dessa forma, a trinca está pronta para o próximo ciclo (SANFORD, 2003). O processo plástico de crescimento da trinca descrito está ilustrado na Figura 3.

Figura 3 – Processo plástico de crescimento da trinca

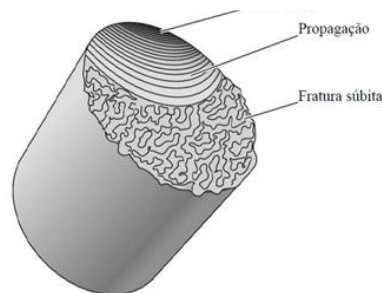


Fonte: Sanford (2003)

ESTÁGIO III: A trinca se propaga de maneira instável levando a falha catastrófica e ruptura do material.

A Figura 5 ilustra de forma representativa as fases de nucleação, propagação e fratura súbita. É possível identificar sinais destas três etapas na superfície de uma peça fratura. Durante a nucleação da trinca, nota-se uma região com aspecto liso. Em seguida nota-se a região de propagação da trinca, onde as estrias de fadiga são formadas ciclo a ciclo, representando o avanço unitário da ponta da trinca. As linhas concêntricas, relativamente ásperas, conhecidas como marcas de praia, marcam o avanço da trinca ao longo do carregamento variável. Essas marcas avançam até que a trinca atinja o comprimento crítico, e adquira instabilidade, rompendo por tensão normal (DOWLING, 1998; ROSA, 2002).

Figura 5 - Representação do aspecto de uma superfície fraturada



Fonte: Askeland (2008)

2.3 MECÂNICA DA FRATURA

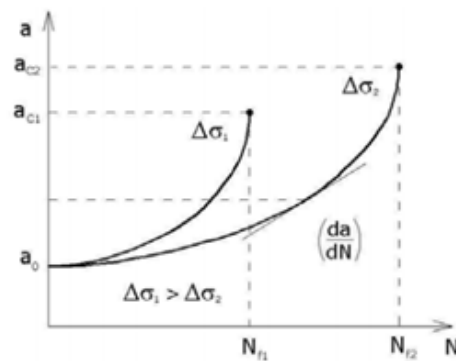
A mecânica da fratura aborda como ponto principal o comportamento do material quando o mesmo já possui uma trinca. Esta fissura inicial com efeito concentrador de tensões, pode ter surgido por diversos fatores. Pode ser um defeito inerente do material, oriundo de algum processo de fabricação como imperfeições de laminação, bolhas de gás, inclusões, marcas de soldagem, ou até mesmo descontinuidades nucleadas devido aos esforços do carregamento dinâmico (ROSA, 2002).

A presença de uma trinca afeta drasticamente a resistência mecânica de uma estrutura, pois se comporta com efeito concentrador de tensões. Variações no carregamento podem agravar ainda mais esse efeito, já que propiciam o crescimento da trinca. Quanto maior for a trinca, maior a concentração de tensões induzidas nas proximidades da fratura, o que favorece a propagação da trinca e prejudica a resistência da estrutura, podendo levar à falha sob condições normais de operação (PINTO JÚNIOR, 1989; SANFORD, 2003).

Ensaio em corpos de prova pré-trincados fornecem os principais dados para estudo. Submetidos a carregamento cíclico de amplitude constante, os corpos de prova têm o tamanho da trinca monitorado e registrado, associado ao número de ciclos de carregamento. A partir dos dados de ensaio, é possível obter as chamadas curvas de propagação das trincas, que relacionam o tamanho a da trinca com o número de ciclos N (HERTZBERG, 1996).

A Figura 6 mostra duas curvas de propagação de trincas, submetidas a diferentes variações de tensões. Nota-se que o tamanho da trinca aumenta com o número de ciclos e intensidade das tensões, para um mesmo tamanho inicial de trinca a_0 . À medida que o tamanho da trinca aumenta, a taxa de propagação da/dN também aumenta até atingir a ruptura (ROSA, 2002).

Figura 6 - Curvas de propagação



Fonte: Rosa (2002)

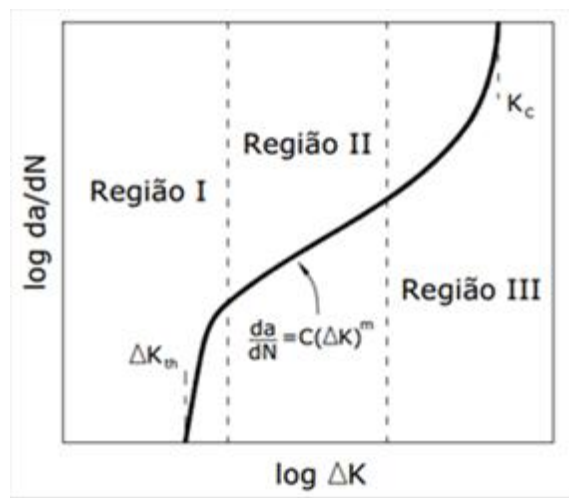
Em 1920, Griffith desenvolveu as bases da Mecânica da Fratura, buscando explicar tais reduções na resistência de um material. Desenvolveu as primeiras expressões, a fim de calcular a resistência residual de materiais na presença de trincas. Concluiu então, que pequenos defeitos microscópicos de um material reduzem sua resistência, e causam o efeito de concentração de tensões. Além disso, concluiu que a propagação de uma trinca ocorre se a energia liberada sobre a trinca é suficiente para fornecer toda energia necessária para o crescimento da trinca, caso não seja, haverá aumento na tensão (PINTO JÚNIOR, 1989).

A concentração de tensões induzidas pela trinca é bastante alta, fazendo com que uma região localizada à frente da ponta da trinca seja deformada plasticamente. O tamanho e a forma da zona plástica são muito importantes, já que vários aspectos da propagação de trincas estão diretamente relacionados com a extensão da zona plástica (DOWLING, 1998).

2.3.1 Fator de Intensidade de Tensão

Em 1957, Irwin verificou que as tensões locais próximas à ponta da trinca podem ser representadas por um único parâmetro, K , denominado Fator de Intensidade de Tensão. A Figura 7 apresenta uma curva de bastante utilidade prática, que relaciona de forma logarítmica a relação entre da/dN e ΔK .

Figura 7 – Comportamento típico da trinca



Fonte: Rosa (2002)

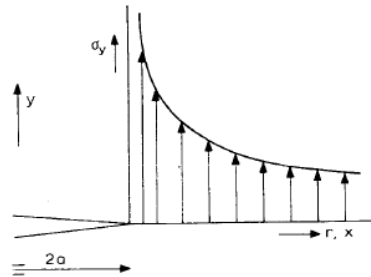
No regime I, ΔK_{th} (Threshold) é definido como o máximo valor de ΔK para o qual não há crescimento da trinca, enquanto no regime II a trinca apresenta um comportamento de crescimento modelável, e o regime III é a região onde o valor de K_c ou o K_{Ic} se aproxima da tenacidade à fratura do material. A trinca se propaga de maneira instável levando a ruptura do material. Os valores de K para vários carregamentos e configurações podem ser calculados usando a teoria da elasticidade, métodos analíticos, cálculos numéricos, e métodos experimentais (DOWLING, 1998). Y (Equação 4) é um fator adimensional que depende da geometria. Uma vasta gama de valores tem sido calculada para diversas geometrias, podendo ser obtido na literatura.

$$Y = f\left(\frac{a}{W}, \frac{a}{R}, \frac{a}{D} \dots\right) \quad (4)$$

Sendo W , R e D as dimensões do componente. Para o modo de carregamento I, abertura da trinca, considerando largura da peça infinita, com trinca central de comprimento $2a$, conforme ilustrado na Figura 8, o fator de intensidade de tensão K é dado pela equação 5.

$$K = Y\sigma\sqrt{\pi a} \quad (5)$$

Figura 8 - Tensões elásticas na ponta da trinca



Fonte: Broek (1987)

O parâmetro K é de fundamental importância na determinação da vida em fadiga, caracteriza o campo de tensões na ponta da trinca, para a geometria e carregamento aplicado. Para dois corpos de provas diferentes, submetidos a carregamentos diferentes, que possuam o mesmo fator de intensidade de tensão, a distribuição de tensões a frente da trinca é a mesma. Além da questão geométrica, o fator de intensidade de tensão varia de acordo com o modelo de trinca iniciada (BROEK, 1987). Devido ao carregamento cíclico, há variação de tensão, e concomitantemente o fator K também varia, assumindo valor máximo K_{max} (Equação 6), e valor mínimo K_{min} (Equação 7). A amplitude será dada então pela diferença entre os valores máximos e mínimos de K no ciclo (Equação 8), e a razão de cargas será dada pela divisão de K_{max} por K_{min} (Equação 9).

$$K_{max} = Y\sigma_{max}\sqrt{\pi a} \quad (6)$$

$$K_{min} = Y\sigma_{min}\sqrt{\pi a} \quad (7)$$

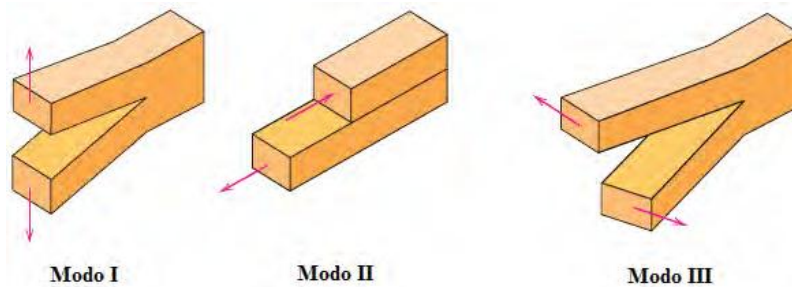
$$\Delta K = K_{max} - K_{min} \quad (8)$$

$$R = \frac{K_{max}}{K_{min}} \quad (9)$$

2.3.2. Estado de tensão na ponta da trinca

A trinca em um sólido, pode ser tensionada de três diferentes modos, como ilustrado na Figura 9 abaixo.

Figura 9 – Modos principais de fraturas em sólidos



Fonte: Callister (2002)

O modo I é o modo de abertura da trinca, o mais comum em fadiga. Nesse caso, os deslocamentos das superfícies são perpendiculares ao plano da trinca. O modo II é um modo de cisalhamento, onde o deslocamento das superfícies ocorre no plano da trinca. No modo III, cisalhamento fora do plano ocorre o deslizamento das superfícies da trinca devido ao carregamento paralelo à frente da trinca. (SANFORD, 2003)

Os estudos deste trabalho serão realizados no modo I, o modo mais importante tecnicamente. Casos mais gerais podem sobrepor os três modos no carregamento. A Figura 10 mostra o estado de tensões nas vizinhanças da trinca. As tensões próximas à ponta da trinca, em relação a r , θ , σ e a , são dadas pelas equações 10 a 14, a seguir.

$$\sigma_x = \frac{K}{\sqrt{2\pi R}} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \left[1 - \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \cdot \operatorname{sen} 3 \frac{\theta}{2} \right] \quad (10)$$

$$\sigma_y = \frac{K}{\sqrt{2\pi R}} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \left[1 + \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \cdot \operatorname{sen} 3 \frac{\theta}{2} \right] \quad (11)$$

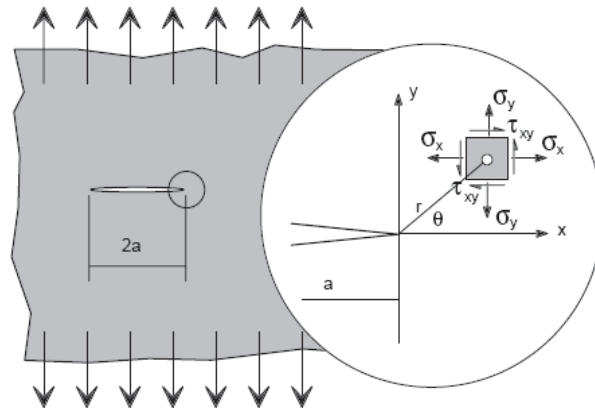
$$\tau_{xy} = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \cdot \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \cdot \cos 3 \frac{\theta}{2} \quad (12)$$

$$\sigma_z = 0 \text{ (estado de tensão plana)} \quad (13)$$

$$\tau_{xz} = \tau_{yz} = 0 \text{ (estado de deformação plana)} \quad (14)$$

Onde r e θ são coordenadas cilíndricas de posição em relação à ponta da trinca, σ é a tensão aplicada e a é a medida da metade do comprimento da trinca.

Figura 10 - Coordenadas de um ponto próximo ao extremo da trinca



Fonte: Rosa (2002)

Analisando as equações anteriores, para r tendendo a zero, a tensão na ponta da trinca, tenderia ao infinito, algo que não é possível em um corpo físico. O que ocorre então, é que, ultrapassando a tensão de escoamento, a região imediatamente a frente da trinca é deformada plasticamente, alcançando tensões reais finitas devido ao alívio de tensões proporcionado pela deformação plástica.

Uma restrição importante no uso da mecânica da fratura linear elástica, é que o tamanho da zona plástica na ponta da trinca deve ser pequena, em relação às dimensões geométricas do componente analisado. A condição limite para a mecânica da fratura linear elástica é que a tensão nominal aplicada no plano da trinca, deve ser inferior à tensão de escoamento (BROEK, 1987).

2.3.3 Zona plástica na frente da trinca

Os mecanismos do processo de propagação da trinca estão intimamente relacionados com a deformação plástica na frente da fissura. Por isso, as considerações sobre a plasticidade induzida nas vizinhanças da trinca são de suma importância na análise de vida em fadiga. Além disso, as zonas plásticas estão também relacionadas às grandes flutuações observadas na taxa de crescimento da trinca sob carregamento de amplitude variável (HERTZBERG, 1996).

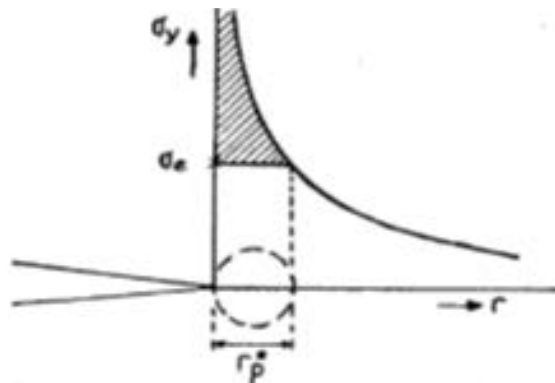
A zona plástica a frente da trinca, pode ser analisada de forma analítica ou experimental. Visto que ainda há enorme dificuldade para se obter exatidão a respeito dos parâmetros reais dessa região, existem divergências quanto a sua forma, dimensão, intensidade de deformações plásticas e influência do seu efeito na taxa de propagação de trinca. A fim de se obter mais precisão no tamanho é comum admitir como boa descrição da

forma, um formato circular para a zona plástica ao longo da linha da trinca. Outros formatos também já foram analisados, porém com perda no rigor no cálculo do tamanho. As primeiras considerações analíticas à respeito da zona plástica advém da Mecânica da Fratura Elástica Linear. Nessa abordagem, deve-se levar em consideração o requisito de que o tamanho da zona plástica na ponta da trinca deve ser bastante inferior à qualquer dimensão considerada no componente. Considera-se também, que o material apresente comportamento elástico-perfeitamente plástico, ou seja, as tensões não excedem o limite de escoamento do material σ_e (DOWLING, 1998).

Aplicando os conceitos da Mecânica da Fratura Linear Elástica é possível obter uma aproximação para a extensão do raio de zona de deformação plástica na ponta da trinca. Pelas equações 10 e 11, a tensão deveria ser infinita quando r igual a zero, o que na prática é impossível de acontecer, dessa forma ocorre alívio dessas tensões na deformação. Uma primeira aproximação para o tamanho da zona plástica, em tensão plana, é facilmente obtida introduzindo-se a tensão limite de escoamento e $\theta = 0$ na equação 10 (BROEK, 1987; ROSA, 2002). Dessa forma, temos o raio plástico dado pela Equação 15, e ilustrado na Figura 11.

$$r_p = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K}{\sigma_e} \right)^2 \quad (15)$$

Figura 11 - Distribuição de tensões



Fonte: Broek (1987)

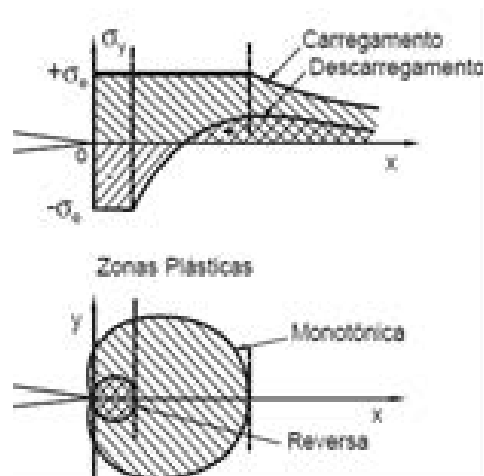
Onde r_p é o raio da zona plástica, admitindo formato circular. Outras expressões já foram propostas para calcular r_p . Para Irwin, o tamanho da zona plástica é duas vezes maior que o tamanho estimado anteriormente, já que a porção do carregamento representada pela área acima de σ_e não pode simplesmente desaparecer, devendo também ser absorvida pelo

material. Dessa forma, haveria uma redistribuição da zona plástica a frente da trinca, aumentando seu tamanho (GDOUTOS, 1990).

Quando uma peça com trinca é submetida a carregamentos cíclicos, além da zona plástica dita monotônica, Rice (1967) mostrou que uma zona plástica cíclica (ou reversa) também está presente. Esta forma-se durante o descarregamento, quando a região da ponta da trinca deforma-se por compressão. O tamanho da zona plástica cíclica é cerca de quatro vezes menor o tamanho da zona monotônica (Equação 16). A Figura 12 representa as zonas plásticas monotônica e cíclica, bem como a distribuição de tensões normais perpendiculares à linha da trinca correspondentes à carga máxima e à carga mínima do ciclo de carregamento. (BROEK, 1987)

$$r_c = \frac{1}{4} r_p \quad (16)$$

Figura 12 - Zona plástica cíclica ou reversa

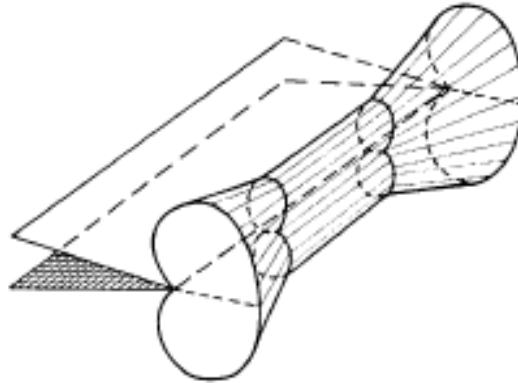


Fonte: Jacoby (1976)

Para obter-se informações mais precisas sobre a forma da zona plástica, deve-se examinar as condições de escoamento para $\theta \neq 0$. Estabelecendo-se um critério de escoamento, como o de Von Mises ou de Tresca, é possível obter o tamanho da zona plástica para θ variando de 0 a 10° . Para condições de deformação plana, existe uma zona plástica muito maior se comparada com a condição de tensão plana. Isso ocorre devido a tensão no eixo z ter diferentes valores para tensões planas e deformações planas. Assumindo que a trinca exista numa placa grossa, as superfícies possuem tensão normal e de cisalhamento igual a zero, então as três superfícies estariam numa condição de estado plano de tensão. Entretanto, na região interior da placa, há mais proximidade com o estado de deformação plana, devido à restrição elástica distante da trinca. Dessa forma, a zona plástica ao longo da ponta da trinca

varia semelhantemente á esquematização na Figura 13 (DOWLING, 1998; SANFORD, 2003).

Figura 13 - Zona plástica tridimensional



Fonte: Broek (1987)

2.3.4 Modelos de propagação de trinca

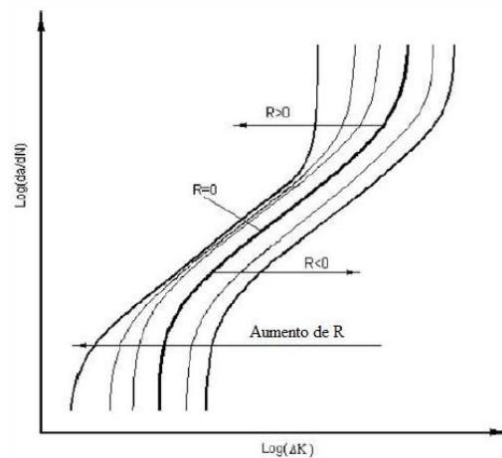
Apesar da enorme quantidade de estudos e ensaios realizados, não existe ainda um modelo geral que represente satisfatoriamente o crescimento de trincas em componentes reais de serviço. Diversos modelos matemáticos têm sido propostos para descrever a relação linear na região II.

O primeiro modelo, proposto por Paris e Erdogan em 1963, dado pela Equação 17 é o mais utilizado. Apesar de algumas controvérsias, dados experimentais comprovaram a eficiência desta lei. Conhecida como lei de Paris, a equação representa uma relação linear entre $\log \Delta K$ e $\log da/dN$ e descreve apenas o comportamento na fase II, não levando em consideração a amplitude de carregamento R. Considerando a variação do fator de intensidade de tensão, ΔK , mostraram que a taxa de crescimento da trinca aumenta de acordo com a variação do fator de intensidade. As constantes C e m são parâmetros do modelo determinadas experimentalmente e dependem do material, sendo os coeficientes linear e angular da reta, respectivamente. Há uma certa variedade de materiais cujas constantes C e m estão disponíveis na literatura.

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (17)$$

De acordo com esse modelo, a taxa de propagação de trinca por fadiga depende somente de ΔK , ou seja, da/dN é insensível à razão de carga, R. Porém, como mostrado na Figura 14, a velocidade de crescimento da trinca aumenta com o aumento do valor de R para um mesmo valor de ΔK .

Figura 14 - Curvas da taxa de propagação por fadiga em diferentes valores de razões de carga



Fonte: Huang, Moan (2007)

Em 1967, Forman, Kearney e Engle sugeriram uma modificação na equação de Paris introduzindo um segundo parâmetro em sua equação visando compreender os efeitos oriundos da amplitude de carregamento R . O modelo descreve a taxa de propagação de trinca por fadiga para as três regiões e considera o efeito da tensão média, com a inclusão da razão de tensões no denominador da equação de Paris. Assim, quando R aumenta, o valor de da/dN aumenta também, na forma. As constantes C , m , p e q são empíricas. Para a região de propagação (região II) os valores de C e m para a equação 17 são iguais. A Equação 18, conhecida como equação de Forman é bem aceita até hoje e tem levado a resultados muito bons, ao menos para R maiores que zero.

$$\frac{da}{dN} = \frac{C(\Delta K)^p}{K_c(1-R)\Delta K} \quad (18)$$

Elber (1970) introduziu o conceito de fechamento de trinca e utilizou a variação do fator de intensidade de tensão efetiva, ΔK_{eff} , no lugar da variação do fator de intensidade de tensão, ΔK , como fator para propagação da trinca de fadiga onde $\Delta K_{\text{eff}} = K_{\text{max}} - K_{\text{op}}$, com K_{max} , sendo o fator de intensidade de tensão máxima e K_{op} o fator de intensidade de tensão de abertura da trinca.

Por outro lado, o trabalho de Vasudevan e Sadananda (2003) mostraram que a taxa de propagação de trinca por fadiga requer dois parâmetros de carregamento, ΔK e ΔK_{max} , sem a influência de quaisquer fatores externos, inclusive o fechamento de trinca.

Walker (1970) propôs um modelo empírico, considerando o efeito da razão de carga, R , com (onde C , p e m são parâmetros do material). Huang e Moan (2007), Stoychev e Kujawski (2005), Ostash, Chepil e Vira (2011), Sun, Lei e Hong (2014), Zhan, Lu e Zhang

(2014), entre outros autores, também têm mostrado seus modelos para a taxa de propagação de trinca por fadiga, da/dN , considerando o efeito da razão de carga, R .

2.2.5 Influência da carga compressiva

Muitos componentes estruturais são submetidos a carregamentos compressivos e rupturas por fadiga são encontradas na parte compressiva destes componentes, causadas pela flutuação de carregamento durante serviço. Sob carregamentos que envolvem tensão e compressão com amplitude constante, o cálculo de ΔK é usualmente baseado apenas na parte positiva do carregamento cíclico e a contribuição da parte compressiva é ignorada, como recomendado pela norma ASTM E647-95a (IRANPOUR; TAHERI, 2012).

Entretanto, resultados obtidos por alguns autores, Silva (2005) e Pommier (1999) mostraram que a parte compressiva do ciclo de carregamento tem um efeito significativo no comportamento da propagação por fadiga. A fim de compreender o comportamento da propagação de trinca por fadiga aplicada a um carregamento tensão-compressão, as forças motrizes envolvidas precisam ser identificadas para que um modelo apropriado de propagação possa ser desenvolvido. Neste trabalho a influência da parte compressiva na propagação de trinca será estudada.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

3.1 MATERIAIS

No projeto foi utilizada a liga de alumínio da série 6XXX com a designação AA6005 na condição de tratamento térmico T6, a qual é utilizada para a fabricação de componentes automotivos, como carrocerias de caminhões e ônibus.

As ligas das séries 6XXX contêm magnésio e silício como principais elementos de liga. As ligas dessa série apresentam relevância para indústria automotiva devido a seu baixo custo, grande relação resistência-peso e resistência ao desgaste.

A composição em porcentagem em peso da liga de alumínio AA 6005 utilizada no ensaio de fadiga está listada na Tabela 1, e as propriedades mecânicas da liga AA6005 são apresentadas na Tabela 2.

Tabela 1 – Composição química das ligas definidas para o projeto (% em peso)

Material / Elemento de liga (% em peso)	Cu	Mg	Mn	Zn	Fe	Ti	Si	Cr	Outros
AA6005	0,30	0,40- 0,70	0,5	0,20	0,35	0,10	0,5-0,9	0.30	0,15

Fonte: Souza (2012)

Tabela 2 – Propriedades Mecânicas da liga AA6005

σ_e (MPa)	256 ± 0,97
σ_t (MPa)	286 ± 1,11
ϵ (%)	18 ± 0,59
Dureza (HV)	112 ± 1,99
E (MPa)	65,72 ± 1,55

Fonte: Souza (2012)

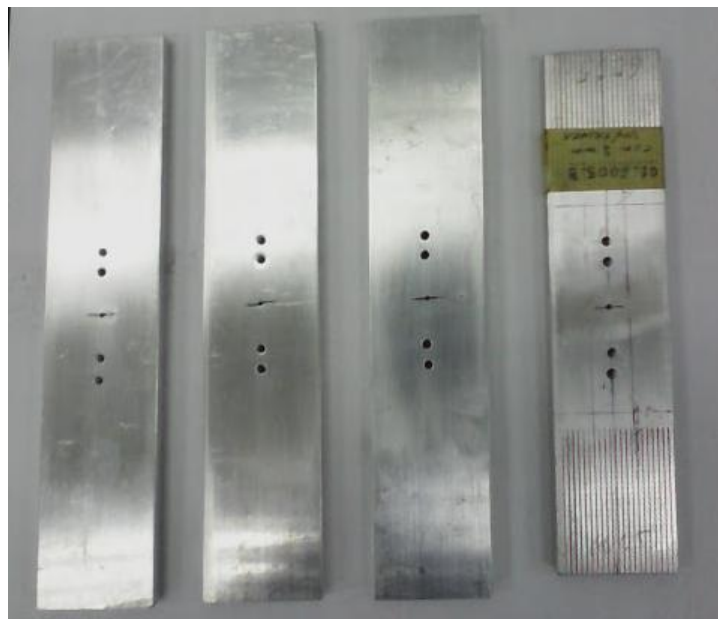
3.2 MÉTODOS

Os ensaios de propagação de trinca por fadiga foram realizados no Laboratório de Ensaios Estruturais (LEE) da Divisão de Sistemas Aeronáuticos (ASA) do IAE, de acordo com a norma ASTM E647 (2014), em um equipamento servo-hidráulico de ensaios de materiais marca MTS, modelo 810.23M.

A Figura 15 mostra os corpos de prova do tipo tensão média (MT) para os ensaios de propagação de trinca por fadiga.

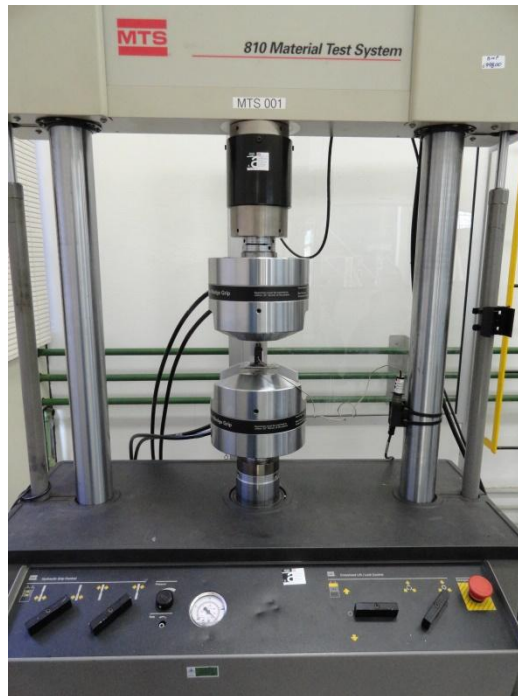
A Figura 16 mostra a montagem para a realização destes ensaios no equipamento. Os corpos de prova foram fixados de forma alinhada com o centro de aplicação de carga.

Figura 15 - Foto dos corpos de prova com pré-trinca central inicial



Fonte: Produção do próprio autor

Figura 16 - Corpo de prova fixado ao equipamento



Fonte: Produção do próprio autor

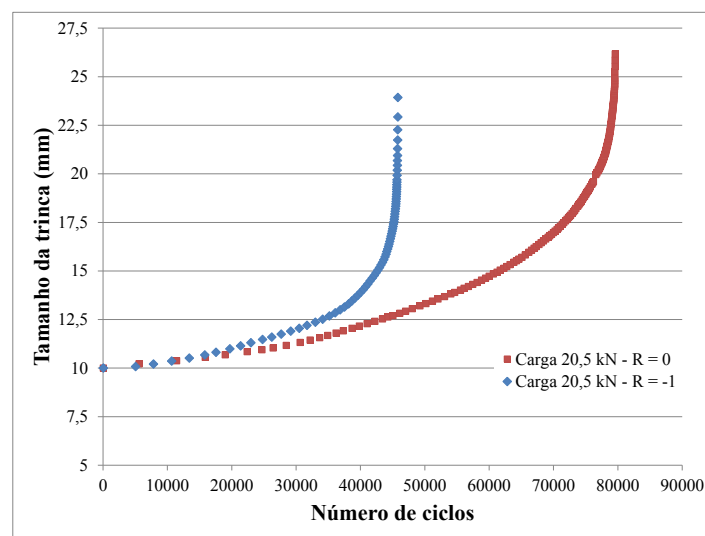
Os ensaios foram conduzidos em carregamentos de amplitude constante com frequência de 10 Hz e onda de forma senoidal. Foram realizados dois ensaios com razão de carga R igual a zero e igual à -1 para carregamento máximo aplicado de 12.000 N e outros dois ensaios com razão de carga R igual à zero e igual à -1 para carregamento máximo aplicado de 20.500 N. Os corpos de provas possuem dimensões 36 mm de largura, 10 mm de espessura e pré-trinca central inicial de 10 mm.

A carga de 12.000 N foi escolhida para facilitar futuras comparações com a literatura existente (BAPTISTA, 2012) e a carga de 20.500 N foi utilizada a fim de que a tensão atuante (descontando a área da pré-trinca) atingisse 30% da tensão de escoamento que é um valor normalmente utilizado em outros ensaios com alumínio.

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

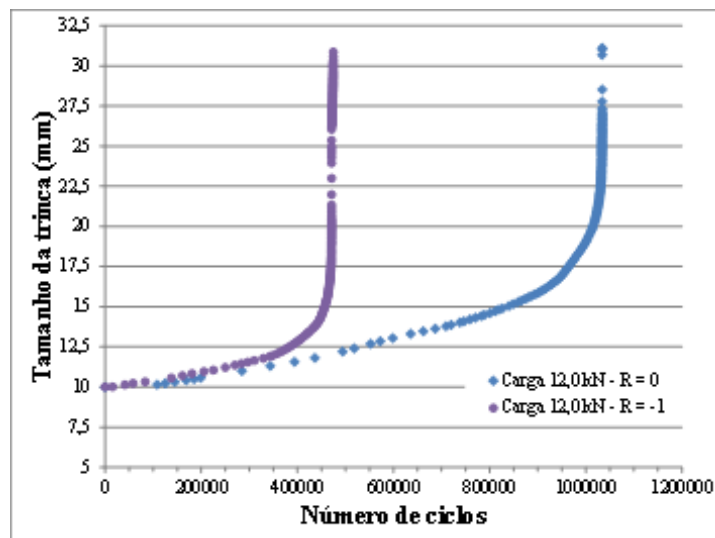
As Figuras 17 e 18 mostram as curvas do crescimento da trinca em milímetros versus o número de ciclos de carregamento, geradas a partir dos resultados experimentais obtidos nos ensaios. A Figura 17 compara as curvas dos corpos de prova com carga máxima 20,5 kN, e a Figura 18 compara as curvas dos corpos de prova com carga máxima 12,0 kN.

Figura 17 - Comprimento da trinca x número de ciclos para carga máxima de 20,5 kN



Fonte: Produção do próprio autor

Figura 18 - Comprimento da trinca x número de ciclos para carga máxima de 12,0 kN



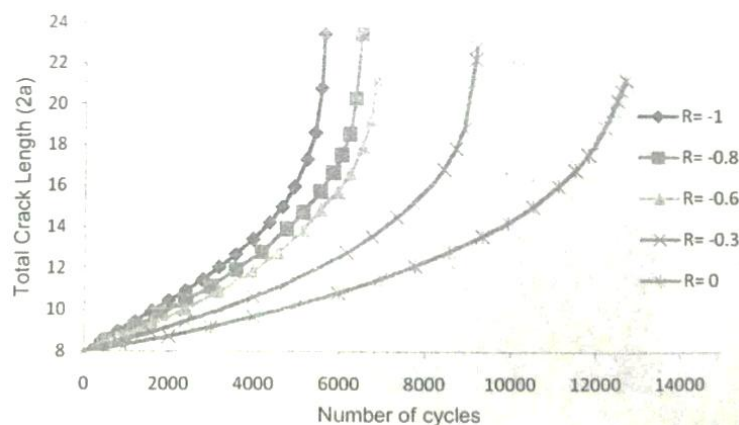
Fonte: Produção do próprio autor

Na Figura 17, é possível observar o crescimento do comprimento da trinca a versus o número de ciclos de fadiga, até o rompimento do corpo de prova. O corpo de prova submetido à carga máxima de 20,5 kN e $R=-1$ atingiu o total de 45.830 ciclos no momento do rompimento, enquanto o corpo de prova, submetido à mesma carga máxima de tração com $R=0$, atingiu 79.596 ciclos. O carregamento com porção de carga negativa se mostrou mais crítico, em relação ao crescimento do tamanho da trinca, por ciclos, apresentando cerca de 58% da vida em fadiga quando comparado ao outro ensaio submetido à mesma magnitude de tensão positiva.

A Figura 18 mostra o mesmo efeito para o par de ensaios submetidos à tensão máxima de tração 12,0 kN. Enquanto corpo de prova com $R=0$ alcançou 1.034.531 ciclos, o corpo de prova com $R=-1$ alcançou 474.683 ciclos (46%). Para as duas cargas máximas aplicadas, a presença da compressão trouxe redução de vida em fadiga de mais de 40%, evidenciando maior dano no material para essas condições. A partir destes resultados, pode-se concluir que a parte compressiva das tensões aplicadas, que são comumente ignoradas em alguns modelos de predição da vida em fadiga, deve ser considerada.

Os resultados obtidos se mostram de acordo com encontrado por Mehrzardi e Taheri (2012) em liga AM60B. Mantendo a mesma carga máxima de 55 MPa para todos os ensaios e variando a tensão mínima obtendo-se diversos R , concluíram que a vida em fadiga é fortemente dependente da taxa de tensões, e que diminuição de R pode diminuir a vida em fadiga (Figura 19). O mesmo resultado também foi observado por Baptista et. al (2012) para diversas ligas de Al.

Figura 19 - Comprimento da trinca x número de ciclos para mesma carga máxima

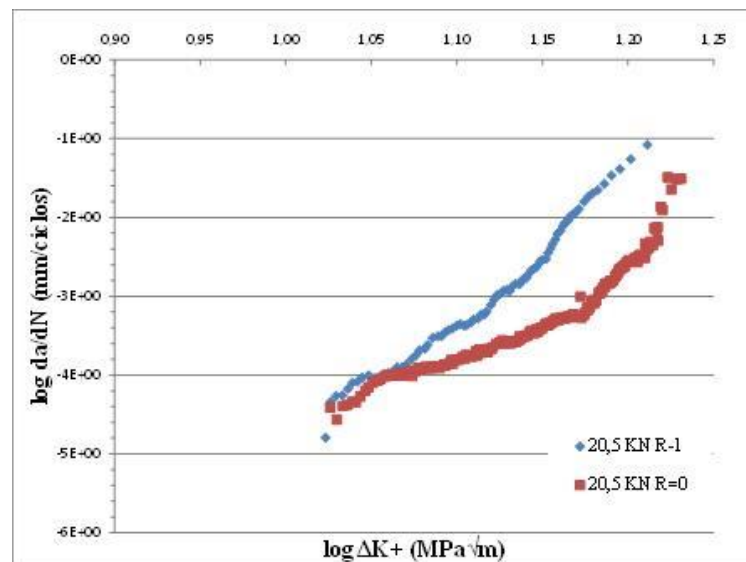


Fonte: Mehrzardi, Taheri (2012)

Muitas pesquisas (Kujawski, 2001) (Dinda, 2004) argumentam a porção negativa do carregamento não produz efeito na taxa de propagação de trinca por fadiga. O fato de ignorar a parte compressiva é amplamente aceito na academia e na indústria (MEHRZARDI, TAHERI; 2012). No trabalho de Kujawski, 2001, tensões máximas e positivas são usadas para definir o comportamento da propagação da trinca, sem nenhuma contribuição da parte compressiva do carregamento.

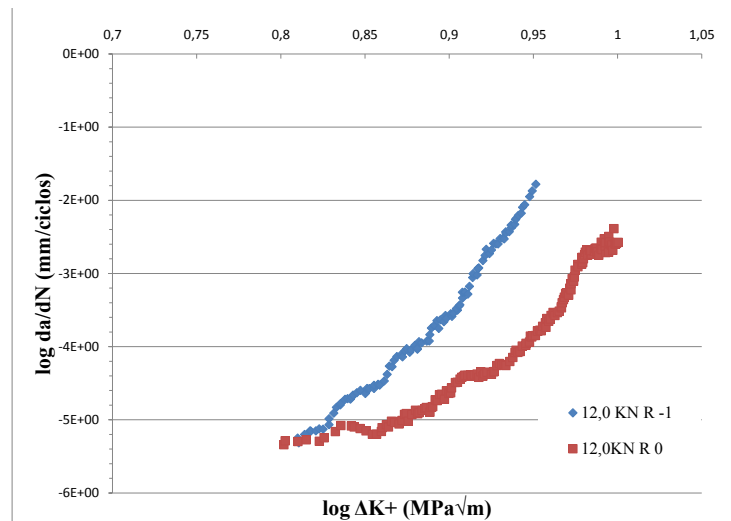
As Figuras 20 e 21 mostram o comportamento da taxa de crescimento da trinca com o fator de intensidade de tensão, em escala logarítmica. A Figura 20 compara os corpos de prova submetidos à carga máxima de 20,5 kN e a Figura 21, os corpos de prova submetidos à carga máxima de 12,0 kN. Para carregamentos com R maior que zero, gráficos logarítmicos que confrontam a taxa de crescimento da trinca (da/dN) com a variação do fator de intensidade de tensão são comumente utilizados. Para comparação entre carregamentos somente trativos e tração-compressão, a utilização da magnitude total da variação do fator K pode não ser tão conclusiva, uma vez que a presença da carga negativa aumenta o valor absoluto de ΔK . Por esse motivo, na Figuras 20 e 21 as taxas de crescimento da trinca foram plotadas contra a parte positiva do ciclo (ΔK^+).

Figura 20 - Curva da/dN versus ΔK^+ para tensão máxima de 20,5 kN



Fonte: Produção do próprio autor

Figura 21 - Curva da/dN versus ΔK^+ para tensão máxima de 12,0 kN



Fonte: Produção do próprio autor

A taxa de crescimento de trinca (da/dN) aumentou com o número de ciclos e comprimento da trinca para todos os ensaios. Supondo nenhuma influência da parte compressiva, as curvas com mesma carga máxima deveriam estar sobrepostas uma vez que a parte positiva do carregamento aplicado é a mesma para ambos. Este fato só é observado para menores comprimentos de trinca. Porém, para comprimentos de trincas maiores, para as duas cargas estudadas, as taxas de crescimento da trinca tornam-se diferentes entre as razões de carga. A partir desta observação, pode-se especular a existência de diferentes mecanismos atuantes, de acordo com o comprimento da trinca.

Para o mesmo tamanho de trinca dos dois corpos de prova submetidos à carga máxima de 20,5 kN, o crescimento de trinca do ensaio com carga compressiva ($R=-1$) mostrou-se 1,7 vezes maior para $a=13,00$ mm; 4 vezes maior para 16,00 mm e 7 vezes maior para 18,00 mm. Ou seja, conforme ocorreu o crescimento da trinca, a parcela compressiva do carregamento, aparentemente passou a ter uma influência na propagação da trinca gerando uma maior aceleração de da/dN quando comparado ao carregamento sem a porção negativa.

Para a carga máxima de 12,0 kN, os valores de da/dN para o ensaio submetido à razão de carga negativa foram também maiores do que as taxas de crescimento para $R=0$. A taxa de crescimento para ensaio tração-compressão foi 3,3 vezes maior para comprimento de trinca de 13 mm; 12 vezes maior para comprimento de trinca de 16 mm e cerca de 30 vezes maior para comprimento de 18mm, se comparado ao ensaio com apenas carga trativa.

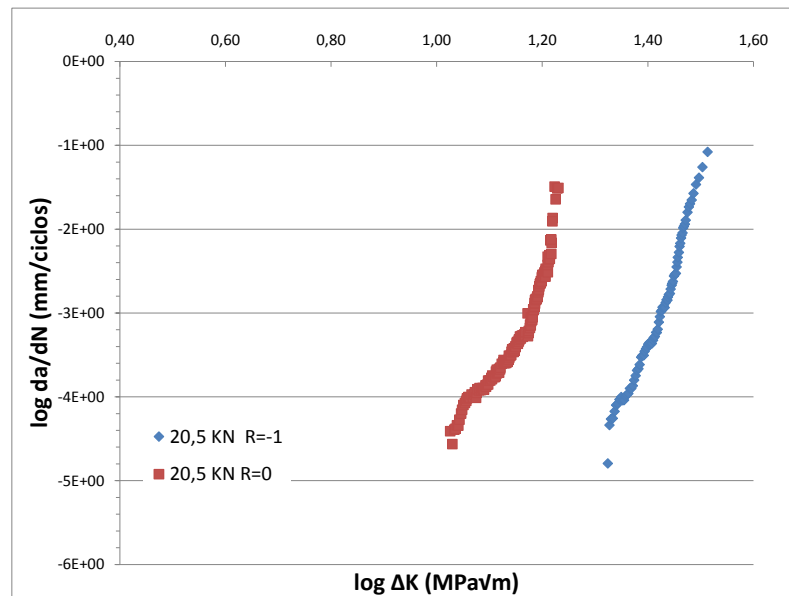
Os resultados mostrados nas Figuras 20 e 21 são semelhantes. Em ambos os casos, os ensaios submetidos a $R=-1$ demonstraram cenário mais crítico de propagação de trinca, com taxas de crescimento maiores em relação aos ensaios com $R=0$ com mesma carga máxima.

Contudo, uma questão importante deve ser salientada: o efeito da porção negativa mostrou-se mais significativo para o carregamento de 12,0 kN do que para o carregamento de 20,5 kN. Embora esta questão deva ser melhor investigada em trabalhos futuros, os resultados encontrados aqui parecem indicar que para cargas mais altas o maior efeito trativo pode se tornar mais importante do que a contribuição do dano causado pela compressão no espectro de carregamento.

Comparando os dois ensaios realizados com R igual a -1 , nota-se que houve aceleração na taxa de propagação com o aumento simultâneo das cargas máximas e mínimas (de 12,0KN para 20,5KN). Esse efeito também foi apontado no trabalho de Silva (2005), onde diversos ensaios envolvendo R negativos são estudados para ligas de aço, titânio e alumínio. Para casos envolvendo carga compressiva, o aumento combinado de carga máxima e carga mínima produz um aumento considerável na aceleração do crescimento da trinca, porém esse efeito não é observado (não existe ou pode não ser evidente) para situações com R maior que zero. Por essa razão é aceito em muitos modelos que a taxa de propagação não muda para a mesma razão R entre cargas. Silva (2005) observou também que a taxa da/dN aumenta cerca de 10 vezes para o mesmo valor de K_{max} quando há parte compressiva no carregamento de mesma magnitude que a parte trativa considerando uma média dos três materiais estudados. Contudo, para a liga de alumínio 7175 as curvas de da/dN versus ΔK^+ para $R=0$ e $R=-1$ não mostraram diferenças significativas (ver Figura 25). Além disso, comparando efeitos de aumentos na parte de tração e depois na compressão, conclui que a parte negativa exerce a mesma influência que a parte positiva na taxa de propagação, como se um aumento na compressão exercesse o mesmo papel que um acréscimo de igual valor na tração.

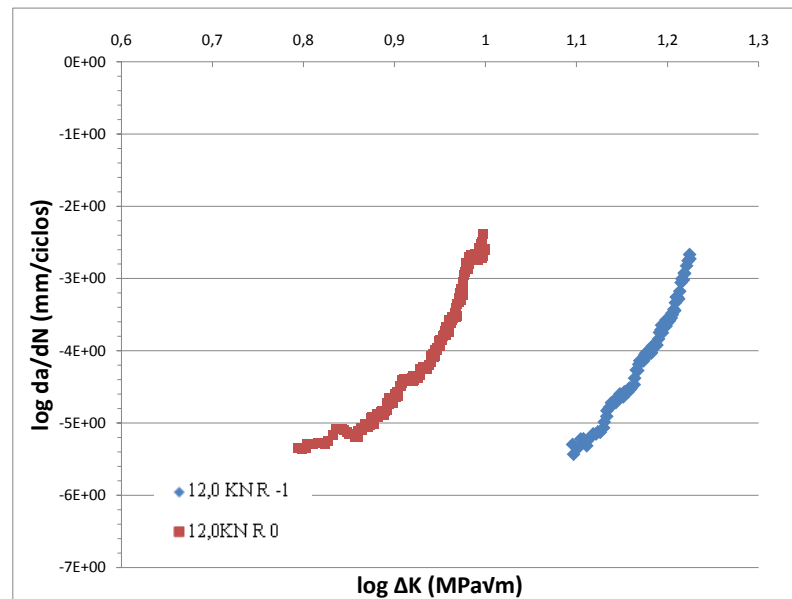
As Figuras 22 e 23 mostram as curvas da taxa de crescimento versus a variação total do fator de intensidade de tensão, em escala logarítmica. Considerando também a porção negativa do carregamento, conforme as Equações 6, 7 e 8. A Figura 22 mostra as curvas para a tensão máxima de 20,5 kN, e a Figura 23 para a tensão de 12,0 kN.

Figura 23 - Curva da/dN versus ΔK para tensão máxima de 20,5 kN



Fonte: Produção do próprio autor

Figura 22 – Curva da/dN versus ΔK para tensão máxima de 12,0 kN



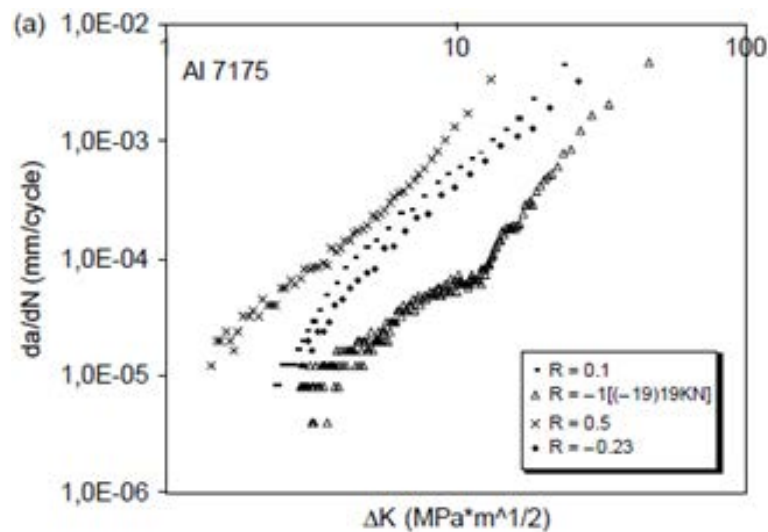
Fonte: Produção do próprio autor

Nas Figuras 22 e 23, as curvas dos ensaios submetidos a $R = -1$ estão à direita da curva de $R = 0$ para as mesmas cargas máximas, ao contrário do observado nas Figuras 20 e 21, onde ΔK^+ considera apenas os valores positivos do fator de intensidade de tensão. Isto se dá devido ao maior valor assumido para ΔK nos ensaios com $R=-1$, quando considera-se o valor negativo de K_{\min} .

No trabalho de Silva (2005) esse efeito também é mostrado. Comparando curvas com $R=0$ e $R=-1$ em função apenas dos valores positivos do fator de intensidade de tensão ΔK^+

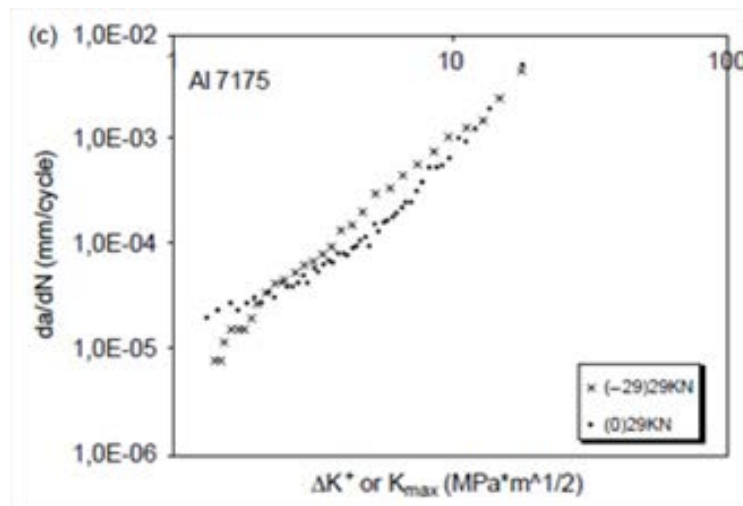
(Figura 25) a curva $R=-1$ está à esquerda da curva $R=0$, para o aço e liga de alumínio, para mesma carga máxima. E, considerando os valores da tensão mínima conforme a Equações 7, 8 e 9, as curvas dos ensaios com carga compressiva são deslocadas para a direita das curvas com cargas apenas trativas, de forma que, quanto maior valor de R , mais para esquerda, e quanto menor, mais para a direita (Figura 24).

Figura 24 - Crescimento de trinca para diferentes taxas R em liga de Al 7175 em função de ΔK



Fonte: Silva (2005)

Figura 25 - Crescimento de trinca para diferentes taxas R em liga de Al 7175 em função de ΔK^+



Fonte: Silva (2005)

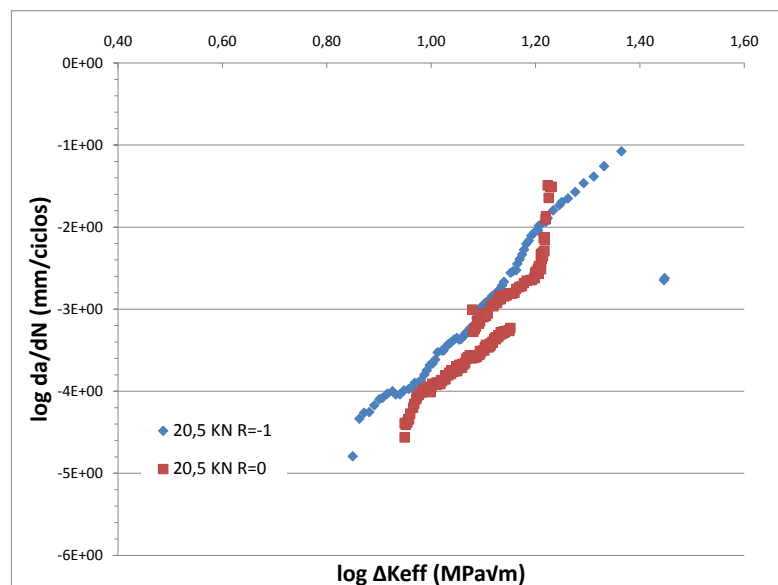
A discussão sobre a consideração ou não da parte negativa aparece também na norma técnica ASTM E647, (*Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth*

Rates) utilizada nos ensaios deste trabalho. A norma define no item 3.2.8, P_{max} como maior valor algébrico da força aplicada no ciclo e P_{min} (item 3.2.10) como menor valor algébrico da força aplicada, sendo que forças de tração são consideradas positivas e forças de compressão, negativas. Porém, para os fatores de intensidade de tensão máximo e mínimo, a norma prevê que K_{max} seria o máximo valor correspondente à P_{max} (item 3.2.9), enquanto K_{min} seria o menor valor do fator de intensidade de tensão, correspondente à P_{min} apenas para R maiores que zero, caso contrário, utiliza-se K_{min} igual a zero (item 3.2.11).

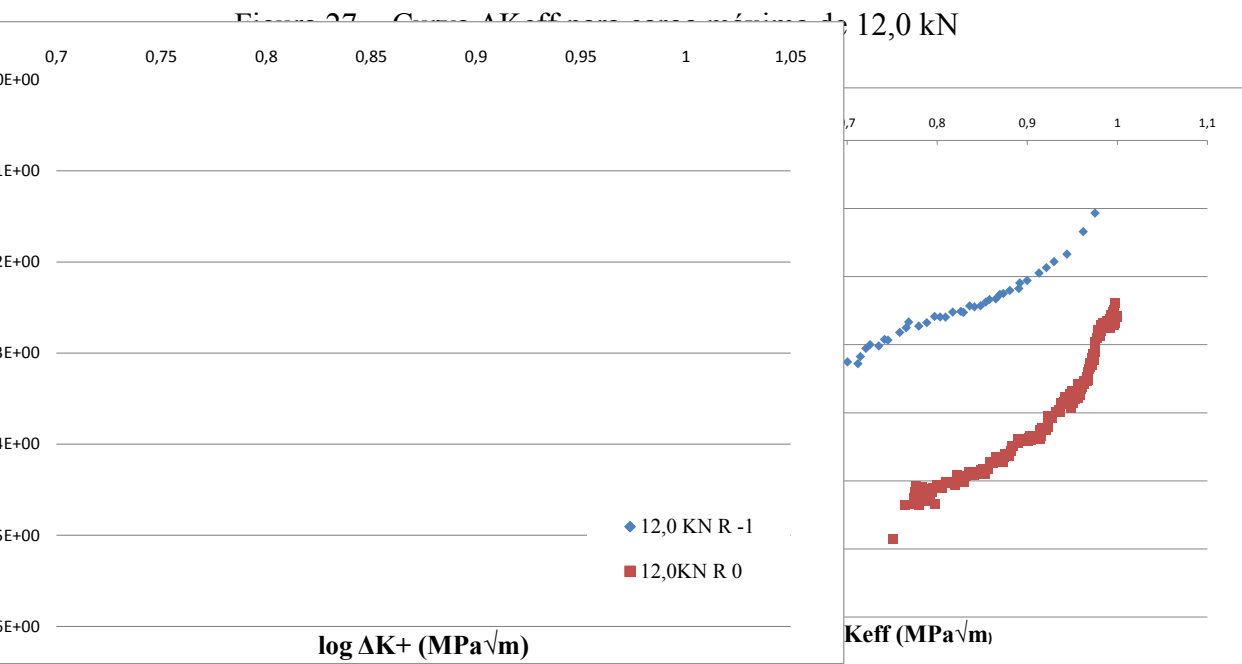
Apesar da norma mencionar que para valores de R negativos, pode-se observar aceleração no crescimento da trinca, ressalta que exclusão das forças de compressão no cálculo de ΔK não influencia a resposta do material, por não ser um parâmetro operacional. Sendo que, de qualquer forma, pra previsão de vida em fadiga sob várias condições de R, a metodologia de previsão de vida deve ser consistente com a metodologia de relatório de dados obtidos (item 3.2.14.3). Mais adiante, a mesma norma (ASTM E647) sugere como alternativa no item 3.2.14.4, a utilização de toda a gama do fator de intensidade de tensão, para o qual K_{min} é o valor mínimo do fator de intensidade de tensão em um ciclo, independentemente de R.

As Figuras 26 e 27 mostram o crescimento da trinca versus ΔK_{eff} para as cargas máximas de 20,5 kN e 12,0 kN respectivamente, em escala logarítmica. Sendo que ΔK_{eff} é dado pela diferença entre o máximo valor de K (K_{max}) e o valor de K correspondente à tensão de abertura das faces da trinca.

Figura 26 - Curva ΔK_{eff} para carga máxima de 20,5 kN



Fonte: Produção do próprio autor



Fonte: Produção do próprio autor

Na Figura 26 aparentemente não houve diferenças significativas entre os resultados de ΔK_{eff} para as duas razões de carga estudadas. Na Figura 27, por outro lado, é nítida a diferença nas curvas de ΔK_{eff} entre as duas razões de carga. Pode-se mais uma vez especular que para carregamento em que a carga trativa é maior, diminui a influência da parte compressiva na propagação da trinca por fadiga. Isto poderia ajudar explicar as contradições encontradas e discutidas ao longo deste texto sobre a influência ou não da porção negativa na propagação de trincas.

Nos quatro corpos de prova analisados, a carga de abertura diminuiu com o crescimento do comprimento da trinca. Esta questão foi também observada em Baptista (2012) para a liga 2524T3 em diversos R positivos.

Para carga máxima 20,5 kN e $R=-1$, a carga de abertura atingiu valores negativos de até 8 kN. Para carga máxima de 12,0 kN e $R=-1$, a carga de abertura atingiu valores negativos de até 5 kN. Para os dois ensaios submetidos a $R=0$, a carga de abertura atingiu valores mínimos próximos à zero. P_{min} menores que zero também são mencionados no trabalho de Silva (2005).

É importante salientar, no entanto, que alguns autores, como Silva (2004) e Vasudevan e Sadananda (2003), consideram que a utilização de ΔK_{eff} não é adequado ao estudo de propagação de trincas por fadiga para R menor que zero. No trabalho de Silva (2012) foi

analisado o comportamento da carga de abertura, com variações de R , para diferentes materiais. Observou que a carga de abertura aumenta substancialmente quando cargas negativas não estão presentes. Apesar da introdução de carregamento negativo provocar queda no valor de P_{cl} , isso não significou aceleração na propagação para todos os materiais. A abertura do carregamento não estaria correlacionada com taxa de propagação de trinca e o conceito de fechamento de trinca não seria adequado para explicar o crescimento da trinca sob taxas de tensão negativas. Neste trabalho, no entanto, a despeito de métodos utilizados, os resultados encontrados foram opostos (Tabelas 3 e 4). Ou seja, a carga negativa mostrou influência na taxa de propagação e a carga de abertura para $R=-1$ foi maior do que para $R=0$.

Tabela 3 - Dados de P_{cl} para carga máxima de 12,0KN

R=-1		R=0	
P_{cl} (N)	Trinca (mm)	P_{cl} (N)	Trinca (mm)
4373	10	292	10
9854	12	1481	12
6557	15	1209	15
3911	18	462	18

Fonte: Produção do próprio autor

Tabela 4 - Dados de P_{cl} para carga máxima de 20,5KN

R=-1		R=0	
P_{cl} (N)	Trinca (mm)	P_{cl} (N)	Trinca (mm)
8510	10	1911	10
4205	12	3294	12
1963	15	2778	15
335	18	1443	18

Fonte: Produção do próprio autor

Contudo, se obtivermos P_{cl} maior para R negativo, isto levaria a um ΔK_{eff} menor levando a uma propagação mais lenta da trinca. Portanto, em princípio pode-se concordar que a metodologia de cálculo de ΔK_{eff} parece não ser adequado para R menores que zero. Com isso, pode acreditar que a presença do carregamento negativo interfere nas propriedades plásticas na frente da trinca e possivelmente no aumento de dano no material causando um aumento na taxa de propagação. O fechamento da trinca se refere a um fenômeno que ocorre

atrás da trinca enquanto o efeito da zona plástica causado pelo carregamento e descarregamento de um ciclo de fadiga atua a frente da trinca e parece, pelos dados obtidos, poder explicar melhor a propagação para R negativo.

5. CONCLUSÃO

Os ensaios com carga compressiva apresentaram aceleração no crescimento da trinca em relação aos ensaios com mesma carga máxima e apenas cargas de tração. Dessa forma, a presença da compressão no carregamento caracterizou situação mais severa de vida em fadiga, levando a reduções de número de ciclos superiores à 40% para as condições estudadas.

Para comprimentos de trincas menores, a taxa de propagação com e sem porção negativa foram iguais, mostrando a não influência da porção negativa na propagação. Porém, para comprimentos de trincas maiores, para as duas cargas estudadas, as taxas de crescimento da trinca tornam-se substancialmente diferentes (aumento de até 30 vezes) diferentes entre as razões de carga. Ou seja, conforme ocorreu o crescimento da trinca, a parcela compressiva do carregamento, aparentemente passou a ter uma influência na propagação da trinca gerando uma maior aceleração de da/dN quando comparado ao carregamento sem a porção negativa, como pôde ser notado nos gráficos com ΔK^+ .

O efeito da porção negativa mostrou-se mais significativo para o carregamento de 12,0kN do que para o carregamento de 20,5kN, sugerindo que em cargas mais altas o maior efeito trativo pode se tornar mais importante do que a contribuição do dano causado pela compressão no espectro de carregamento.

Com os resultados obtidos neste trabalho, pôde-se concordar que a metodologia de fechamento da trinca parece não ser adequada para R menores que zero.

REFERÊNCIAS

- AMERICAN SOCIETY FOR TESTING MATERIALS. **ASTM-E647-13**. Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates. In: Annual Book o ASTM, 2014
- ASKELAND, D. R., PHULÉ, P. P. **Ciência e Engenharia dos Materiais**. São Paulo: Cengage Learning. 2008.
- BAPTISTA, C. A. R. P. et al. Describing fatigue crack growth and load ratio effects in Al 2524 T3 alloy with an enhanced exponential model. **Mechanics of Materials**, v. 51, p. 66-73, Aug. 2012.
- BROEK, David. **Elementary Engineering Fracture Mechanics**. Galena: Martinus Nijhoff Publishers, 1987.
- CALLISTER, W. D. **Ciência e Engenharia dos Materiais: uma introdução**. John Wiley & Sons, 2002.
- CETLIN, P. R.; SILVA, P. S. P. **Análise de Fraturas**. São Paulo: Associação Brasileira de Metais (ABM), 1979, p.133-135.
- DIETER, George E. **Metalurgia Mecânica**. Rio de Janeiro: Editora Guanabara Koogan,1981.
- DINDA, S.; KUJAWSKI, D. Correlation and prediction of fatigue crack growth for different *R*-ratios using *K_{max}* and ΔK parameters. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 71, n. 12, p. 1779-1790, Aug. 2004.
- DOWLING, N. E.; **Mechanical Behavior of Materials: Engineering Methods for Deformation, Fracture, and Fatigue**. 2.ed. New Jersey: Prentice Hall, 1998
- ELBER, W. Fatigue crack closure under cyclic tension. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 2, n. 1, p 37-45, July. 1970.
- FORMAN, R. G.; KEARNEY, V. E.; ENGLE, R. M. Numerical analysis of crack propagation cyclic-loaded structures. **Journal of Fluids Engineering**, v. 89, n. 3, p. 459-463, Sept. 1967.
- GDOUTOS, E. E. **Fracture mechanics criteria and applications**. Dordrecht ; Boston : Kluwer Academic Publishers, 1990.
- HERTZBERG, R.W. **Deformation and fracture mechanics of engineering materials**. 4.ed.. New York: John Wiley & Sons, 1996.
- HUANG, X.; MOAN, T. Improved modeling of the effect of *R*-ratio on crack growth rate. **International Journal of Fatigue**, v. 29, n. 4, p. 591-602, Apr. 2007.
- IRANPOUR, Mohammad; TAHERI, Farid. On the Effect of Stress Intensity Factor in Evaluating the Fatigue Crack Growth Rate of Aluminum Alloy under the Influence of Compressive Stress Cycles. **International Journal of Fatigue**, v.43, p.1-11, 2012.

ISHIHARA, S. et al. The effect of Load Ratio on Fatigue Life and Crack Propagation Behavior of an Extruded Magnesium Alloy. **International Journal of Fatigue**, v.31, p.1788-1794, 2009.

JACOBY, H.; NOWACK, H.; LIPZIG, H. T. M. Van. **Experimental Results and a Hypothesis for Fatigue Crack Propagation Under Variable-Amplitude Loading**. In: Annual Meeting of the American Society for testing and Materials in Montreal. Fatigue Crack Growth Under Spectrum Loads. Tallahassee: ASTM STP 595, 1976. p. 172 - 183.

KOCANDA, Stanislaw. **Fatigue Failure of Metals**. Sijjhotf and Noordhoff International Publishers, 1978.

KUJAWSKI, D. **A fatigue crack driving force parameter with load ratio effects**. **International Journal of Fatigue**, v. 23, p. 239-246. 2001.

MEHRZADI, Morteza; TAHERI, Farid. The influence of negative and positive stress ratios on crack growth rate in AM60B magnesium alloy. **Materials Science And Engineering A**, v. 545, p.68-77, 2012.

MEYERS, M. A.; CHAWLA, K. K. **Mechanical behavior of materials**. Upper Sedde River ; New Jersey: Prentice Hall, 1999.

MIKHEEVSKIY, S.; GLINKA, G.. Elastic-plastic fatigue crack growth analysis under variable amplitude loading spectra. **International Journal of Fatigue**, v.31, p. 1828-1836, 2009

NASCIMENTO, Denise. **Estudo do comportamento em fadiga de baixo ciclo e fadiga sob cargas multiaxiais das ligas de alumínio AA605, AA6063 e AA6351**. Lorena, 2015. 204p.

OSTASH, O. P.; CHEPIL, R. V.; VIRA, V. V. Fatigue crack initiation and propagation at different stress ratio values of uniaxial pulsating loading. **Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures**, v. 34, n. 6, p. 430-437, June. 2011.

PINTO JÚNIOR, Carlos C. Engler. **Análise do retardo na propagação de trincas por fadiga na liga de alumínio 2024-T3**. 1989. 141 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia de Campinas, UNICAMP, Campinas, 1989.

POMMIER, S.; BOMPARD, P. . Bauschinger effect of alloys and plasticity-induced crack closure: a finite element analysis. **Fatigue and Fract Eng Mater Struct**, v.23, 1999

ROSA, Edison da. **Análise de Resistência Mecânica (Mecânica da Fratura e Fadiga)**. Santa Catarina: UfSC, 2002.

SANFORD, R. J. **Principles of Fracture Mechanics**. Upper Saddle River: Pearson Education, 2003.

SILVA, F. S. Fatigue life predictions including the Bauschinger effect. **International Journal of Fatigue**, v.33, p. 145-152, 2012.

SILVA, F.S.. Crack Closure inadequacy at Negative Stress Ratio. **International Journal of**

Fatigue, v.26, p.241-252, 2004

SILVA, F.S.. The importance of compressive stresses on fatigue crack propagation rate. **International Journal of Fatigue**, v.27, p.1441-1452, 2005

STOYCHEV, S.; KUJAWSKI, D. Analysis of crack propagation using ΔK and K_{max} . **International Journal of Fatigue**, v. 27, n. 10-12, p. 1425-1431, Oct.-Dec. 2005.

SUN, C.; LEI, Z.; HONG, Y. Effects of stress ratio on crack growth rate and fatigue strength for high cycle and very-high-cycle fatigue of metallic materials. **Mechanics of Materials**, v. 69, n. 1, p. 227-236, Feb. 2014.

VASUDÉVAN, A.K. et al. The effect of microstructure and environment on fatigue crack growth in 7049 aluminium alloy at negative stress ratios. **International Journal of Fatigue**, v.25, p.1209-1216, 2003.

WALKER, K. The effect of stress ratio during crack propagation and fatigue for 2024-T3 and 7075-T6 aluminum. In: **Effects of environment and complex load history on fatigue life**, ASTM STP 462, American Society for Testing and Materials. Philadelphia. p. 1-14, Jan. 1970.

ZHAN, W.; LU, N.; ZHANG, C. A new approximate model for the R -ratio effect on fatigue crack growth rate. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 119, p. 85-96, Mar. 2014.