

UNESP
Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá

Guaratinguetá

1992



ANÁLISE E MODELAMENTO DO RETARDO NA PROPAGAÇÃO
DE TRINCA POR FADIGA EM CARREGAMENTOS DE AMPLITUDE
VARIÁVEL PARA A LIGA DE ALUMÍNIO 2024 T3

MARCELO AUGUSTO SANTOS TORRES

T620.178 3(043)
T693 a

19

218

000218

CARO LEITOR NÃO
RISQUE O LIVRO

FACULDADE DE ENGENHARIA
DE GUARATINGUETA

BIBLIOTECA

UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA "JULIO DE MESQUITA FILHO"
FACULDADE DE ENGENHARIA, CAMPUS DE GUARATINGUETA
DEPARTAMENTO DE MATERIAIS E TECNOLOGIA

ANÁLISE E MODELAMENTO DO RETARDO NA PROPAGAÇÃO DE TRINCAS
POR FADIGA EM CARREGAMENTOS DE AMPLITUDE VARIÁVEL
PARA A LIGA DE ALUMÍNIO 2024 T3

Trabalho a ser apresentado à Faculdade de Engenharia, Campus de Guaratinguetá como parte dos quesitos para obtenção do título de Mestre.

Guaratinguetá, 1992.

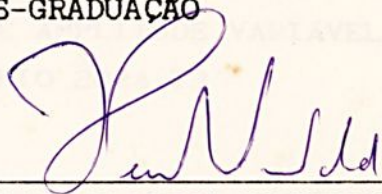


ANALISE E MODELAMENTO DO RETARDO NA PROPAGAÇÃO DE TRINCAS
POR FADIGA EM CARREGAMENTOS DE AMPLITUDE VARIÁVEL
PARA A LIGA DE ALUMÍNIO 2024 T3

MARCELO AUGUSTO SANTOS TORRES

ESTA DISSERTAÇÃO FOI JULGADA ADEQUADA PARA A OBTENÇÃO DO
TÍTULO DE "MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA"

ESPECIALIDADE: ENGENHARIA MECÂNICA, ÁREA DE CONCENTRAÇÃO
EM PROJETOS E MATERIAIS - APROVADA EM SUA FORMA FINAL
PELO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO

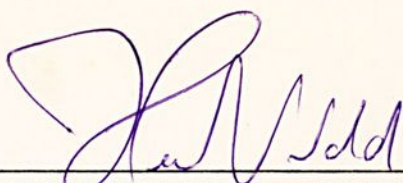


Prof. Dr. HERMAN JACOBUS CORNELIS VOORWALD

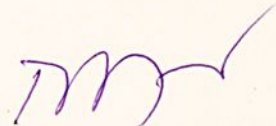


Prof. Dr. TAMOTSU HIRATA

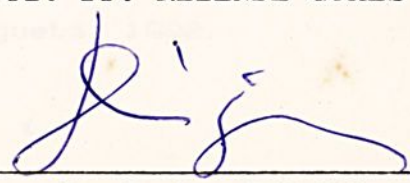
BANCA EXAMINADORA:



Prof. Dr. HERMAN JACOBUS CORNELIS VOORWALD



Prof. Dr. REZENDE GOMES DOS SANTOS



Prof. Dr. DIRCEU SPINELLI

MARCELO AUGUSTO SANTOS TORRES

Eng. Civil, Universidade Federal de São Carlos, 1986.

ANÁLISE E MODELAMENTO DO RETARDO NA PROPAGAÇÃO DE TRINCAS
POR FADIGA EM CARREGAMENTOS DE AMPLITUDE VARIÁVEL
PARA A LIGA DE ALUMÍNIO 2024 T3

Guaratinguetá, 1992.



AGRADECIMENTOS

Aos meus pais, Hermin e Auxiliadora, por
tudo o que fizeram por mim e pela minha educação.
A Lúcia Helena de Paula pela ajuda e orientação.
A Tânia de Araújo Pedraza pelo trabalho de digitação.
E a todos que de uma forma ou outra, contribuíram na
elaboração deste trabalho.

Aos meus pais,
Edu e Auxiliadora



AGRADECIMENTOS

Ao meu orientador Herman Jacobus Cornelis Voorwald pelo interesse, apoio e cooperação dedicados ao autor.

À Lúcia Helena de Paula pela confecção dos desenhos.

À Zélia de Araujo Pedran pelo trabalho de datilografia.

E a todos que de uma forma indireta, contribuíram na elaboração deste trabalho.



HOMENAGEM

Ao meu Professor Hans Rudolf Perhs, que com seus conhecimentos e experiência de vida me incentivou e ajudou, mas não pôde ver este trabalho concluído.

Saudades.



RESUMO

Na propagação de trincas por fadiga, quando o espectro de solicitação se dá em amplitude variável, ocorrem efeitos de interação entre a história do carregamento (seqüência de aplicação de cargas) e a taxa de propagação da trinca. O mais significativo é o retardo na propagação da trinca, que ocorre na seqüência descendente de carregamento e que pode aumentar consideravelmente a vida útil da estrutura.

Vários ensaios, utilizando-se uma chapa fina da liga de alumínio de alta resistência 2024-T3, foram feitos considerando diversas relações de sobrecargas, R_{sc} , para que na seqüência descendente do carregamento pudesse ser identificado o efeito do retardo. Verificou-se que o mesmo é proporcional à R_{sc} e que com algumas modificações, propostas neste trabalho, os modelos das tensões de fechamento (Elber) e Wheeler podem representar com eficiência este efeito de interação. Mostrou-se também que o modelo de Willenborg que é muito utilizado pela literatura, comportou-se de maneira conservativa.



ABSTRACT

In variable amplitude loading, there are interaction effects between the loading history and the crack propagation rate. The most important of these effects is the retardation in descendent sequence loading, which is responsible for a greater life of the component.

The fatigue crack growth retardation is the subject of this research and samples of thin sheets of an aluminum alloy 2024-T3 subjected for variable amplitude loading, were tested.

It was observed that the interaction effect is related to R_{sc} and that some modifications in the crack closure theory and Wheeler model result in equations that represent the effect. It was also observed that the Willenborg model is conservative.



ÍNDICE

CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO	001
1.1. Considerações gerais sobre o trabalho	001
1.2. Objetivos	003
CAPÍTULO 2 - MECÂNICA DA FRATURA E PROPAGAÇÃO DE TRINCAS POR FADIGA	004
2.1. Introdução	004
2.2. Mecânica da Fratura Linear Elástica	007
2.2.1. Histórico	007
2.2.2. Fator intensidade de tensão	008
2.2.3. Estado de tensões na ponta da trinca	010
2.2.4. Dimensionamento do tamanho da zona plástica na ponta da trinca	014
2.3. Propagação de trincas por fadiga	019
2.3.1. Considerações iniciais	019
2.3.2. A aplicação da Mecânica da Fratura Linear Elástica ao crescimento da trinca por fadiga: Carregamento de amplitude constante	020
2.3.3. A aplicação da Mecânica da Fratura Linear Elástica ao crescimento da trinca por fadiga: Carregamento de amplitude variável	028
2.3.4. Modelo de Willenborg	038
2.3.5. Modelo das tensões de fechamento (Elber)	042
2.3.6. Modelo de Wheeler	045



CAPÍTULO 3 - MATERIAIS E MÉTODOS	048
3.1. Material utilizado	048
3.2. Corpos de prova	048
3.2.1. Corpo de prova para o ensaio de tração	048
3.2.2. Corpo de prova para o ensaio da fadiga	049
3.3. Equipamento	051
CAPÍTULO 4 - RESULTADOS E DISCUSSÃO	055
4.1. Introdução	055
4.2. Ensaaios de amplitude constante	056
4.3. Estudo das equações de amplitude constante	057
4.4. Resultados dos modelos de amplitude constante	059
4.5. Ensaaios de amplitude variável	064
4.6. Estudo e implementação dos modelos de retardo	075
4.6.1. Introdução	075
4.6.2. Análise da zona plástica criada na ponta da trinca pelos carregamentos	076
4.6.3. Implementação do modelo de Willenborg	078
4.6.4. Implementação do modelo das tensões de fechamento	078
4.6.5. Implementação do modelo de Wheeler	091
CAPÍTULO 5 - CONCLUSÕES	107
CAPÍTULO 6 - SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	110
BIBLIOGRAFIA	111



ÍNDICE DAS FIGURAS

CAPÍTULO 2

2.1.	a) Curva do crescimento da trinca	
	b) Curva de resistência residual	005
2.2.	Os três modos de sollicitação de uma trinca	010
2.3.	a) Sólido infinito com trinca passante submetido a tensão σ .	
	b) Coordenadas polares e tensões em um ponto nas vizinhanças da trinca	012
2.4.	Distribuição de tensões elásticas na direção y, para $\theta = 0^\circ$	012
2.5.	Representação esquemática do volume de material que tenta contrair-se, na ponta da trinca	013
2.6.	Representação esquemática da variação da tenacidade com a espessura	014
2.7.	A primeira estimativa da zona plástica na ponta da trinca	016
2.8.	A zona plástica de Irwin	016
2.9.	Taxa de propagação da trinca por fadiga versus variação no fator intensidade de tensão	021
2.10.	Tamanho da trinca versus número de ciclos para dois valores diferentes de R	023
2.11.	Parâmetros que caracterizam o ciclo de fadiga	024
2.12.	Tensões de abertura/fechamento da trinca	025
2.13.	Curva típica do deslocamento da ponta da trinca versus carga aplicada	027
2.14.	Representação do retardo na propagação da trinca devido à aplicação de sobrecargas de tração	030
2.15.	Conceito do número de ciclos de retardo, ND, envolven- do: a) picos e b) blocos de sobrecarga	031
2.16.	Curvas esquemáticas do crescimento da trinca após uma sobrecarga: a) Retardo, b) Atraso no retardo, c) Acele- ração inicial, d) Carregamento aplicado	032



2.17.	Efeito de subcarga no crescimento de trincas por fadiga para a liga de alumínio 2024 T3	033
2.18.	Parada total da trinca devido a altos valores de sobrecarga para a liga de alumínio 2024 T3	034
2.19.	Típicas estrias por fadiga na liga e alumínio 2024 T3 utilizada na parte experimental deste trabalho	035
2.20.	Espectro utilizado para descrever o modelo de Willenborg	038
2.21.	Representação do Δk_{el} para o modelo de Willenborg	041
2.22.	Representação da zona plástica na ponta da trinca e do "invólucro plástico" deixado no caminho da trinca que está crescendo	042
2.23.	Intervalo intensidade de tensão efetivo proposto por Elber	043
2.24.	Representação da variação da intensidade de tensão do fechamento da trinca com a sequência de carregamento e a correspondente variação em Δk_{ef}	044
2.25.	Relação das zonas plásticas na ponta da trinca no modelo de Wheeler para o retardo	046

CAPÍTULO 3

3.1.	Forma e dimensões (mm) dos CDPS para os ensaios de tração	049
3.2.	Forma e dimensões (mm) dos CDPS utilizados nos ensaios de fadiga	050
3.3.	Códigos de identificação da orientação do plano da trinca para produtos laminados	052
3.4.	Leitura do comprimento da trinca	052
3.5.	Liga 2024 T3 - T-S aumento 150x - Reativo de Keller ...	053
3.6.	Liga 2024 T3 - L-S aumento 150x - Reativo de Keller ...	053
3.7.	Liga 2024 T3 - T-L aumento 150x - Reativo de Keller ...	054

CAPÍTULO 4

4.1.	Ensaio de amplitude constante	056
4.2.	Fluxograma geral do sistema Amplicom	058



4.3.	Comparação dos resultados experimentais com os teóricos para as equações de Paris, Forman, Elber e Nelson para o carregamento de (5000 ± 2500) N	061
4.4.	Comparação dos resultados experimentais com os teóricos para as equações de Paris, Forman, Elber e Nelson para o carregamento de (6500 ± 2500) N	062
4.5.	Comparação dos resultados experimentais com os teóricos para as equações de Paris, Forman, Elber e Nelson para o carregamento de (8000 ± 2500) N	063
4.6.	Programa de ensaios adotados	064
4.7.	Curva do comprimento da trinca versus número de ciclos (5000 ± 2500) N $\leftrightarrow$ (6500 ± 2500) N - 1 ^o ensaio	066
4.8.	Curva do comprimento da trinca versus número de ciclos (5000 ± 2500) N $\leftrightarrow$ (6500 ± 2500) N - 2 ^o ensaio	067
4.9.	Curva do comprimento da trinca versus número de ciclos (5000 ± 2500) N $\leftrightarrow$ (7000 ± 2500) N - 1 ^o ensaio	068
4.10.	Curva do comprimento da trinca versus número de ciclos (5000 ± 2500) N $\leftrightarrow$ (7000 ± 2500) N - 2 ^o ensaio	069
4.11.	Curva do comprimento da trinca versus número de ciclos (5000 ± 2500) N $\leftrightarrow$ (7500 ± 2500) N - 1 ^o ensaio	070
4.12.	Curva do comprimento da trinca versus número de ciclos (5000 ± 2500) N $\leftrightarrow$ (7500 ± 2500) N - 2 ^o ensaio	071
4.13.	Curva do comprimento da trinca versus número de ciclos (5000 ± 2500) N $\leftrightarrow$ (8000 ± 2500) N - 1 ^o ensaio	072
4.14.	Curva do comprimento da trinca versus número de ciclos (5000 ± 2500) N $\leftrightarrow$ (8000 ± 2500) N - 2 ^o ensaio	073
4.15.	Tamanho da zona plástica induzida pela carga alta calculada para o estado de tensão plana)	077
4.16.	Resultados do modelo de Willenborg	079
4.17.	Resultados do modelo das tensões de fechamento (Linear)	081
4.18.	Número de ciclos necessário para que a trinca percorra de 8 m para 10 mm em todas as relações de sobrecargas e amplitude constante	083
4.19.	Número de ciclos necessário para que a trinca percorra de 12 m para 14 mm em todas as relações de sobrecargas e amplitude constante	084



4.20.	Número de ciclos necessário para que a trinca percorra de 16 m para 18 mm em todas as relações de sobrecargas e amplitude constante	085
4.21.	Número de ciclos necessário para que a trinca percorra de 20 m para 22 mm em todas as relações de sobrecargas e amplitude constante	086
4.22.	Número de ciclos necessário para que a trinca percorra de 24 m para 26 mm em todas as relações de sobrecargas e amplitude constante	087
4.23.	Resultados do modelo das tensões de fechamento (Elíptico)	089
4.24.	Resultados do modelo de Wheeler ($m = 5$)	092
4.25.	Resultados do modelo modificado de Wheeler	093
4.26.	Comprimento de trinca versus número de ciclos de retardo	095
4.27.	Comprimento de trincas versus número de ciclos	097
4.28.	Comprimento de trincas versus número de ciclos	097
4.29.	Comprimento de trincas versus número de ciclos	098
4.30.	Comprimento de trincas versus número de ciclos	098
4.31.	Comprimento de trincas versus número de ciclos	099
4.32.	Comprimento de trincas versus número de ciclos	099
4.33.	Comprimento de trincas versus número de ciclos	100
4.34.	Comprimento de trincas versus número de ciclos	100
4.35.	Comprimento de trincas versus número de ciclos	101
4.36.	Comprimento de trincas versus número de ciclos	101
4.37.	Comprimento de trincas versus número de ciclos	102
4.38.	Comprimento de trincas versus número de ciclos	102
4.39.	Comprimento de trincas versus número de ciclos	103
4.40.	Comprimento de trincas versus número de ciclos	103
4.41.	Comprimento de trincas versus número de ciclos	104
4.42.	Comprimento de trincas versus número de ciclos	104
4.43.	Comprimento de trincas versus número de ciclos	105
4.44.	Comprimento de trincas versus número de ciclos	105
4.45.	Comprimento de trincas versus número de ciclos	106
4.46.	Comprimento de trincas versus número de ciclos	106



ÍNDICE DAS TABELAS

4.1.	Ensaio de amplitude constante	56
4.2.	Parâmetros C e n para cada um dos modelos de amplitude constante	59
4.3.	Resultados dos valores de resíduos para cada um dos modelos de amplitude constante	60
4.4.	Comparação dos resultados do número de ciclos obtidos a cada 2 mm de propagação entre os carregamentos de amplitude constante e variável	74
4.5.	Raios plásticos (valores em m) calculados para as condições estudadas (espessura $1,27 \cdot 10^{-3}$ m)	77
4.6.	Comparação dos valores de ciclos do retardo	90
4.7.	Quadro comparativo dos resultados experimentais com os fornecidos pelo modelo original de Wheeler e o modificado	96



CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

1.1. CONSIDERAÇÕES GERAIS SOBRE O TRABALHO

Os componentes mecânicos e estruturas normalmente apresentam descontinuidades, trincas e outros defeitos que concentram tensões nas suas vizinhanças e que podem criar condições para a fratura catastrófica destes. Mesmo sem estes defeitos, já existentes, muitas trincas podem ser originadas em componentes sujeitos a carregamento de fadiga.

O desenvolvimento conseguido no campo da mecânica da fratura possibilitou o aparecimento de uma nova filosofia para o projeto estrutural o projeto "Fail-Safe". Aqui, a presença de uma trinca na estrutura não significa que a mesma esteja inutilizada ou prejudicada no seu uso, desde que se conheça seu comportamento durante a sua vida útil.

Neste trabalho será estudado a propagação de trincas por fadiga, usando-se uma liga de alumínio de alta resistência 2024-T3, em forma de chapa fina de 1,27 mm utilizada pela Embraer.

O interesse na propagação de trincas por fadiga foi intensificado com o desenvolvimento de métodos mais precisos para monitorar e prever o seu crescimento, aliado ao fato de que, em muitos casos, uma grande parte da vida total em serviço pode ser gasta na propagação da fissura.

Utilizando-se dos conceitos da Mecânica da Fratura Linear



Elástica, vários autores propuseram fórmulas empíricas, para prever o comportamento da taxa de propagação da trinca em carregamentos de amplitude constante. Aqui será estudado o comportamento da liga de alumínio 2024-T3 nestas condições, segundo as equações de Paris, Forman, Elber e Nelson.

O desempenho de cada modelo será analisado com os dados experimentais obtidos.

Quando o carregamento dinâmico apresenta um espectro de cargas de amplitudes variáveis, são observadas diferenças muito maiores entre as previsões dadas pelos modelos de amplitude constante e a propagação real da trinca. Estas diferenças são atribuídas à interações na taxa de crescimento da fissura quando a amplitude do carregamento cíclico é aumentada ou diminuída. Os principais efeitos de interação são:

1. Aceleração na taxa de propagação da trinca por fadiga em carregamentos de sequência ascendente.
2. Retardo na taxa de propagação da trinca por fadiga em carregamentos de sequência descendente.
3. O efeito de cargas de tração de amplitude menor do que as anteriores, na redução do retardo no crescimento da trinca.

O retardo, que geralmente ocorre após a aplicação de uma sobrecarga ou blocos de sobrecarga, será o efeito de interação estudado neste trabalho, por este ser o mais importante na propagação de trincas por fadiga, já que pode aumentar consideravelmente a vida útil de um componente. Esta análise será feita através do conceito de K efetivo e irá verificar o desempenho dos modelos propostos por Willenborg, Elber e Wheeler para representar o fenômeno.



1.2. OBJETIVOS

1. Verificar o desempenho de algumas das equações existentes, para representar a taxa de propagação da trinca por fadiga em amplitude constante, para a liga de alumínio 2024 T3 em uma espessura de 1,27 mm.

2. Analisar alguns modelos existentes para representar o retardo em carregamentos de amplitude variável com propostas de alterações nestes, quando for possível e necessário.



CAPÍTULO 2

MECÂNICA DA FRATURA E PROPAGAÇÃO DE TRINCAS POR FADIGA

2.1. INTRODUÇÃO

Historicamente, a aplicação de materiais para a engenharia trouxe problemas para a humanidade. Uma das áreas de maior incidência tem sido a de transportes começando com o descarrilamento de trens no século XIX, passando por inúmeras quebras de navios (2a. Guerra Mundial), falhas em aviões e até a explosão com a Challenger nos dias atuais [1-4].

De um modo geral, a falha de um componente mecânico é resultado da ação isolada ou combinada dos seguintes fatores [5,6]:

- Projeto inadequado;
- Processos de fabricação sem a devida técnica;
- Manutenção incorreta (ou insuficiente);
- Cargas de serviço maiores do que o esperado;
- Algum tipo de fragilização durante a operação, etc.

Em determinadas situações, para que possa ser prevenida uma falha catastrófica são necessários, além dos conhecimentos destas condições para a ocorrência de fratura ou colapso, a previsão de crescimento de defeitos subcríticos. Estes defeitos podem ocorrer como resultado dos processos de fadiga em meio corrosivo ou não, fluência ou corrosão sob tensão [7]. Os projetos devem, portanto,



considerar a possibilidade da presença de trincas e conseqüentemente o risco de que a estrutura possa falhar. Na figura 2.1a pode ser observado o crescimento de uma trinca em função do tempo ou ciclos.

Devido a presença da trinca a resistência da estrutura é diminuída, passando a ser menor do que aquela para a qual foi projetada. A resistência residual da estrutura decresce progressivamente com o aumento do tamanho da trinca, como mostra esquematicamente a Figura 2.1b.

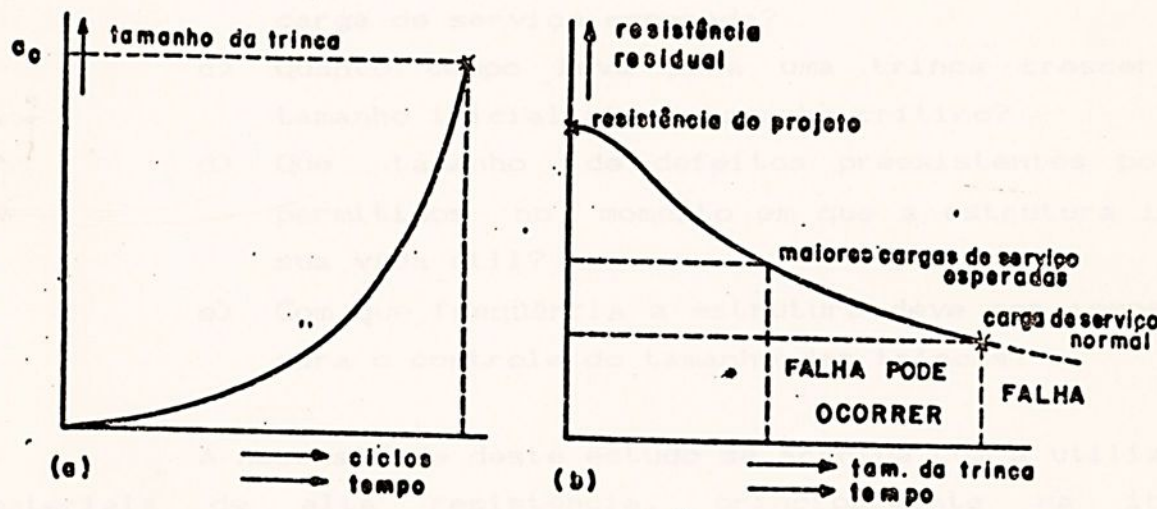


Figura 2.1 - a) Curva do crescimento da trinca.
b) Curva de resistência residual.



Após um certo tempo, a resistência residual torna-se tão baixa que a estrutura não pode suportar uma alta carga acidental. Se esta solicitação não ocorrer, a trinca continuará a crescer até que a resistência residual se torne tão baixa que a fratura ocorrerá sob carregamento normal de serviço. No projeto deve ser aceita a possibilidade da trinca e portanto determinar um limitado tempo de vida da estrutura, principalmente quando falhas preexistentes ou concentração de tensões estiverem presentes. Assim, para garantir a segurança do componente, deve ser predito o quão rápido as trincas podem crescer e o quão rápido a resistência residual irá decrescer. Este é o objetivo da mecânica da fratura.

Analizando novamente a Figura 2.1, a mecânica da fratura deve responder as seguintes questões:

- a) Qual é a resistência residual como função do tamanho da trinca?
- b) Qual o tamanho da trinca que pode ser tolerada na carga de serviço esperada?
- c) Quanto tempo leva para uma trinca crescer de um tamanho inicial até o tamanho crítico?
- d) Que tamanho de defeitos preexistentes podem ser permitidos no momento em que a estrutura inicia a sua vida útil?
- e) Com que frequência a estrutura deve ser inspecionada para o controle do tamanho das trincas?

A necessidade deste estudo se acentua com a utilização de materiais de alta resistência, principalmente na indústria aeronáutica, visando a diminuição no peso total das estruturas [4]. As ligas de alumínio têm uma importância fundamental, principalmente devido ao fenômeno do endurecimento por precipitação, que possibilita uma elevada relação resistência/peso [8]. Atualmente, uma grande parte das estruturas aeronáuticas está relacionada com as ligas de alumínio de alta resistência, entre as quais destacam-se as ligas 7075-T6 e 2024-T3 (esta última utilizada na parte experimental deste trabalho), consideradas ligas básicas, por serem utilizadas



como referência para o desenvolvimento de novas ligas [8-11].

A constatação de que - principalmente em materiais de alta resistência - uma grande parte da vida total em serviço de um componente pode ser gasta na propagação da trinca [12], intensificou-se o interesse no estudo dos mecanismos envolvidos no fenômeno.

Este estudo possibilitou o aparecimento de uma nova filosofia para o projeto estrutural: o projeto "Fail-Safe". Aqui a presença de uma trinca na estrutura não significa que a mesma esteja inutilizada ou prejudicada no seu uso, desde que se conheça seu comportamento durante a vida útil do componente.

Um significativo avanço neste sentido foi conseguido quando a taxa de propagação da trinca por fadiga foi relacionada com o fator intensidade de tensão (K). Esta correlação é feita com sucesso em materiais de alta resistência, nos quais a deformação plástica que antecede a fratura é pequena e para isto utilizam-se os conceitos da Mecânica da Fratura Linear Elástica (M.F.L.E.). No caso de materiais muito dúteis, a M.F.L.E. não representa com precisão o campo das tensões na ponta da trinca; então devem ser empregados os princípios da Mecânica de Fratura Elasto-Plástica (M.F.E.P.) [13]. Nas páginas seguintes um resumo de alguns dos conceitos da M.F.L.E. e dos modelos matemáticos existentes para predição da propagação de trincas por fadiga em materiais de alta resistência serão apresentados.

2.2. MECANICA DA FRATURA LINEAR ELÁSTICA

2.2.1. Histórico

Em 1920, A.A. Griffith [14] desenvolveu a primeira análise do comportamento de fratura de componentes contendo trincas. A idéia central residia na formulação de um sistema para a trinca e análise em termos de um balanço de energia. Para a propagação da trinca ele postulou o seguinte: "Uma trinca só irá propagar-se, de modo instável, quando o decréscimo de energia elástica com a



propagação for ao menos igual a energia necessária para criar as novas superfícies de trinca".

A teoria de Griffith aplica-se satisfatoriamente a materiais completamente frágeis. No entanto, no caso de metais dúteis devido a plasticidade gerada na ponta da trinca, a energia para a fratura é muito superior a energia consumida para a criação das novas superfícies.

Uma modificação do critério da fratura de Griffith para estes materiais, foi sugerida em 1948, por Irwin e por Orowan aproximadamente na mesma época. Com esta modificação foi acrescentado um trabalho de deformação plástica à energia elástica superficial fornecendo como resultado a resistência do material ao crescimento da trinca [15].

Continuando seus estudos, Irwin [16] propôs em 1957, o parâmetro denominado FATOR INTENSIDADE DE TENSÃO, K, para analisar as tensões na ponta da trinca, tornando-se a base da Mecânica da Fratura Linear Elástica.

2.2.2. Fator Intensidade de Tensão

Irwin [16], através de uma análise de tensões próximas a ponta da trinca, verificou que as tensões locais podem ser representadas por um único parâmetro, K, por ele denominado Fator Intensidade de Tensão. Para uma trinca central passante em uma chapa de largura infinita, o fator intensidade de tensão é definido como:

$$K = \sigma \sqrt{\pi \cdot a} \quad (2.1)$$

onde

σ = tensão nominal aplicada

a = meio comprimento da trinca

Para problemas reais de trincas em componentes de tamanho finito, a expressão para o fator intensidade de tensão assume a forma geral:



$$K = \beta \sigma \sqrt{\pi a}$$

(2.2)

onde β é um fator adimensional, função das geometrias da trinca e do componente estrutural. Desta maneira, β assume a seguinte forma:

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

onde W , R e D são dimensões do componente que influenciam na determinação das tensões na ponta da trinca. Portanto, o problema do cálculo das tensões à frente da trinca resume-se em calcular o β adequado para cada situação.

Existem várias configurações, que podem ser encontradas em diversos manuais. Para geometrias específicas, há diversas maneiras de calcular-se β [17-20], que podem ser divididas em três grupos: métodos analíticos (restritos a situações ideais), métodos experimentais e métodos numéricos. Os resultados podem ser encontrados na forma de tabelas e equações, sendo estas últimas mais adequadas para métodos de análise computacional [20].

O parâmetro K não é facilmente interpretado, particularmente devido a sua dimensão pouco comum: Tensão $\sqrt{\text{Comprimento}}$. Deve ser salientado que este é um parâmetro que caracteriza a intensidade de tensão à frente da trinca. Para qualquer tamanho da mesma ou carregamento aplicado, sabe-se que a tensão diminui com o inverso da raiz quadrada da distância até a ponta da trinca. O K fornece, portanto, a magnitude destas tensões, relacionando de forma conveniente as geometrias da trinca e do componente às forças externas aplicadas ao material. Assim, se dois corpos de um mesmo material, mas com geometria e tamanho de trinca diferentes possuem o mesmo K , então a distribuição de tensões à frente da trinca deve ser a mesma para os dois casos.



2.2.3. Estado de Tensões na Ponta da Trinca

Uma trinca pode ser solicitada de três maneiras diferentes, designadas por modos I, II e III de abertura, conforme pode ser visto na Figura 2.2.

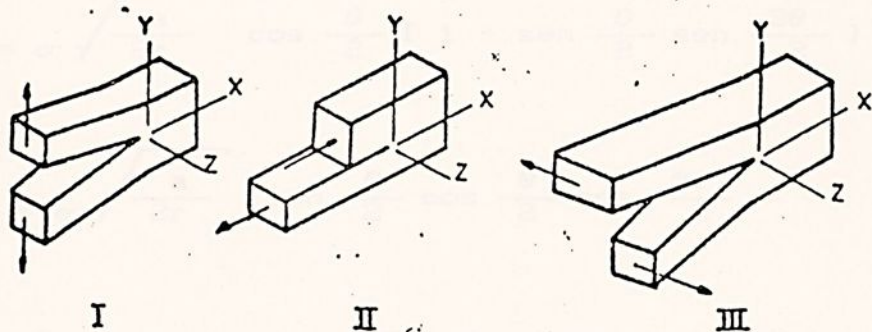


Figura 2.2 - Os três modos de solicitação de uma trinca.

Da Figura 2.2 vê-se:

- Modo I - carregamento em tração, deslocamentos das superfícies da trinca perpendicularmente a si mesma.
- Modo II - cisalhamento puro, deslocamento das superfícies da trinca paralelamente a si mesmas e perpendicularmente à frente de propagação.
- Modo III - cisalhamento fora do plano, deslocamento das superfícies da trinca paralelamente a si mesmas.

No modo I de abertura da trinca segundo o sistema de coordenadas da Figura 2.3, para uma chapa submetida a um estado biaxial de tensões, contendo uma trinca central de tamanho $2a$, as tensões próximas à ponta da trinca são dadas por:

$$\sigma_x = \sigma \sqrt{\frac{a}{2r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right] \quad (2.3)$$

$$\sigma_y = \sigma \sqrt{\frac{a}{2r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right] \quad (2.4)$$

$$\tau_{xy} = \sigma \sqrt{\frac{a}{2r}} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \quad (2.5)$$

$$\sigma_z = 0 \quad (\text{Estado plano de tensão}) \quad (2.6)$$

$$\sigma_z = \nu (\sigma_x + \sigma_y) \quad (\text{Estado plano de deformação}) \quad (2.7)$$

Estes são os primeiros termos de uma série expandida, que geralmente são admitidos como solução exata para $r \ll a$. Para o caso de tensão uniaxial na direção y , basta acrescentar o termo $(-\sigma)$ à expressão de σ_x . A distribuição de tensões σ_y está representada na Figura 2.4.

Pela equação 2.4, a tensão deveria ser infinita quando $r = 0$, o que na prática é impossível de acontecer. Na verdade, o material localizado próximo à ponta da trinca é deformado plasticamente, de modo a aliviar as tensões, tornando-as finitas.

Devido às tensões na ponta da trinca serem muito altas, uma grande deformação transversal deve ocorrer (eixo z da Figura 2.3), particularmente dentro da região plastificada. Aparentemente, um pequeno volume de material localizado à frente da ponta da trinca tenta contrair-se, mas o material ao redor impede que isto ocorra (Figura 2.5). Então, a deformação transversal é

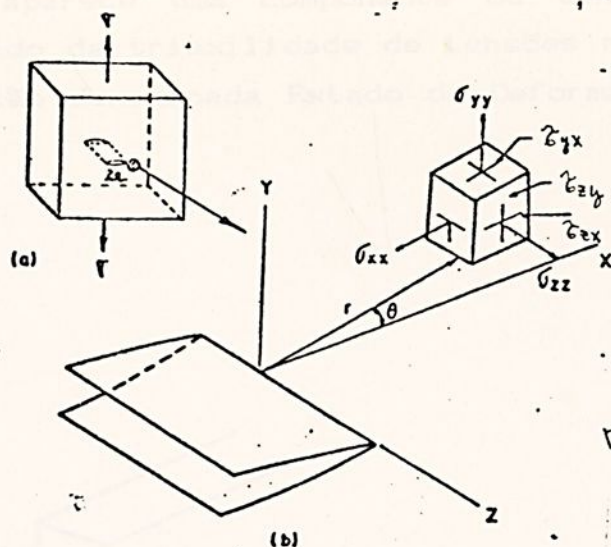


Figura 2.3 (a) - Sólido infinito com trinca passante submetido a tensão σ .

(b) - Coordenadas polares e tensões em um ponto nas vizinhanças da trinca.

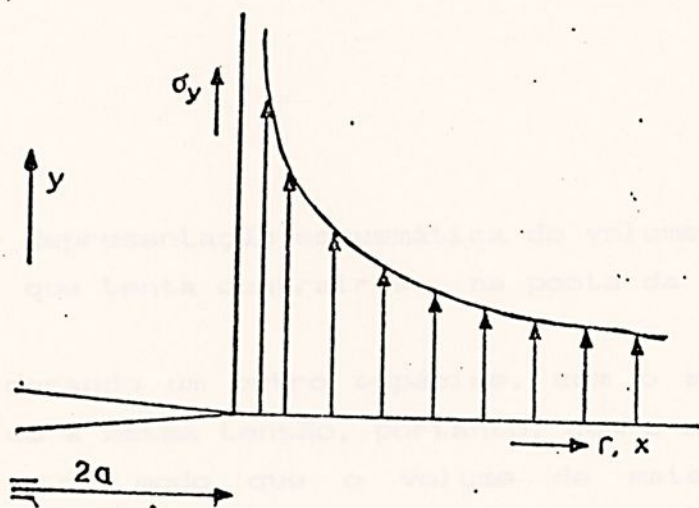


Figura 2.4 - Distribuição de tensões elásticas na direção y , para $\theta = 0^\circ$.

igual a zero e aparece uma componente de tensão na direção z , levando a um estado de triaxilidade de tensões na ponta da trinca, sendo esta condição denominada Estado de Deformação Plana (Equação 2.7).

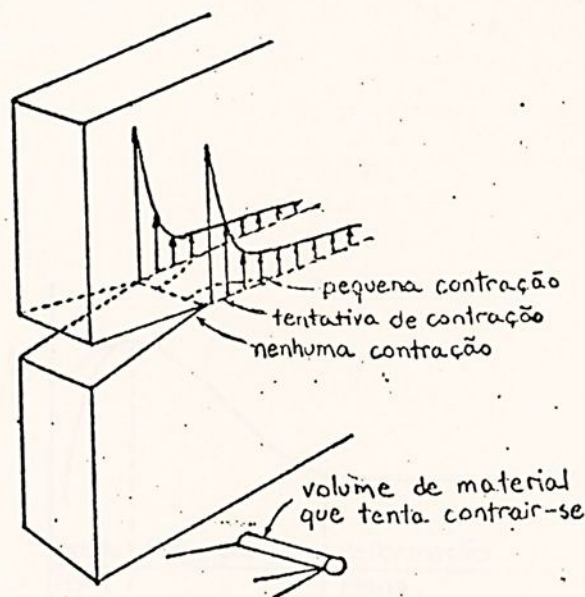


Figura 2.5 - Representação esquemática do volume de material que tenta contrair-se, na ponta da trinca.

Considerando um outro espécime, com o mesmo tamanho de trinca e submetido à mesma tensão, portanto, com o mesmo k , mas com espessura menor, de modo que o volume de material que tenta contrair-se tenha um comprimento maior que seu diâmetro, a contração pode ocorrer e como não há restrição à deformação na direção z , não haverá também tensão nesta direção, ou seja, cria-se a condição denominada Estado de Tensão Plana (Equação 2.8).

É de se esperar que a tenacidade à fratura, K_{Ic} , também seja afetada pelo estado de tensão. Realmente, como pode ser observado na Figura 2.6, K_{Ic} varia com a espessura do corpo de prova, diminuindo assintoticamente à medida que o Estado de Deformação Plana predomina no interior do material. Este valor é geralmente designado K_{Ic} e conhecido como Tenacidade à Fratura em Deformação Plana. A Tenacidade à Fratura em Tensão Plana é designada simplesmente por K_{Ic} e deve ser especificada junto com a espessura a que se refere [21].

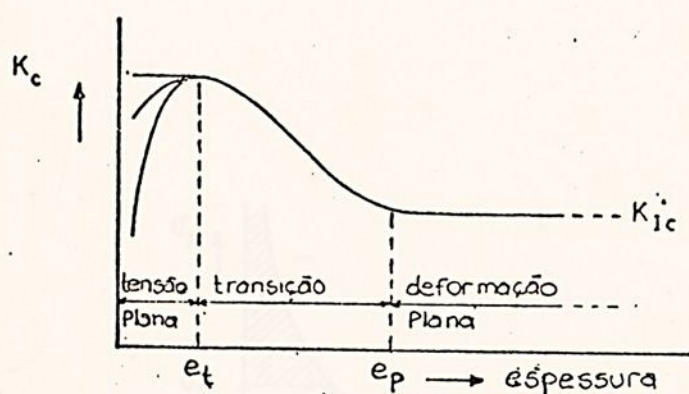


Figura 2.6 - Representação esquemática da variação da tenacidade com a espessura.

2.2.4. Dimensionamento do tamanho da zona plástica na ponta da trinca

É possível se obter uma primeira aproximação para o tamanho da zona plástica na ponta da trinca no estado plano de tensão, induzindo-se a tensão limite de escoamento, σ_e , nas equações 2.1 e 2.4 com esta última para $\theta = 0^\circ$, temos:

$$r = r_p^* = \frac{k^2}{2\pi \sigma_e^2}$$

2.8

onde r_p^* é o tamanho da zona plástica

Na Figura 2.7 está representada esta primeira aproximação para o tamanho da zona plástica na ponta da trinca. A estimativa da zona plástica na ponta da trinca fornecida pela equação 2.8 é menor do que efetivamente existe, pois a carga representada pela área hachurada na Figura 2.7 também deve ser suportada pelo material. Isto só é possível com a redistribuição da tensão à frente da região plástica, aumentando seu tamanho.

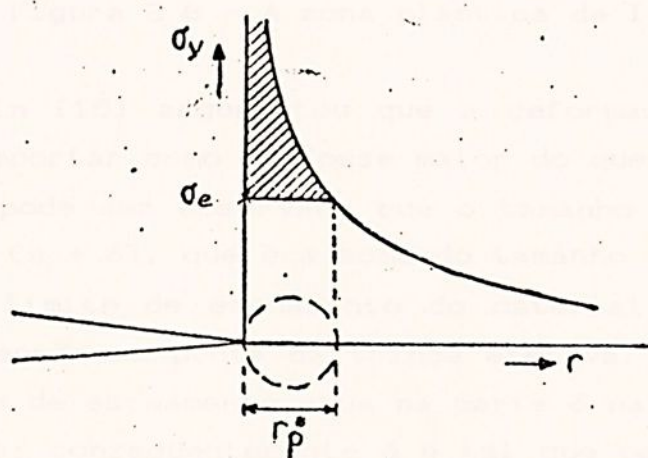


Figura 2.7 - A primeira estimativa da zona plástica na ponta da trinca.

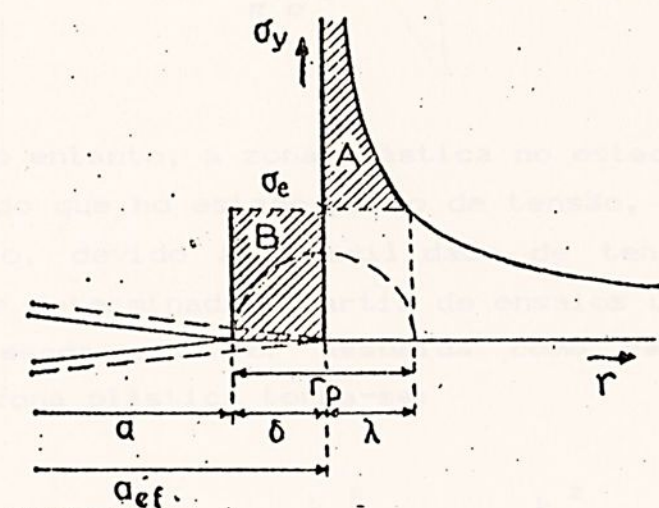


Figura 2.8 - A zona plástica de Irwin.

Irwin [16] argumentou que a deformação plástica leva a trinca a se comportar como se fosse maior do que o seu tamanho real. Na Figura 2.8 pode ser observado que o tamanho efetivo da fissura, a_{ef} , é igual a $(a + \delta)$, que é a soma do tamanho físico da trinca e a correção δ . O limite de escoamento do material, σ_e , limita também neste caso a tensão na ponta da trinca efetiva. De maneira análoga, a tensão limite de escoamento atua na parte δ na frente da trinca de dimensão física; conseqüentemente δ é tal que permita a absorção da carga desconsiderada na expressão 2.8. Assim, as áreas A e B são iguais. Através dos cálculos das variáveis δ e λ , obtém-se: $\delta \approx \lambda = r_p^*$ conseqüentemente, o tamanho da zona plástica corrigida por Irwin é duas vezes maior do que a primeira estimativa r_p^* , ou seja:

$$r_p = 2r_p^* = \frac{K_I^2}{\pi \sigma_e^2} \quad 2.9$$

No entanto, a zona plástica no estado plano da deformação é bem menor do que no estado plano de tensão, pois a tensão efetiva de escoamento, devido à triaxilidade de tensões, é maior que a tensão limite determinada a partir de ensaios uniaxiais. Se a tensão efetiva de escoamento for assumida como sendo igual a $3\sigma_e$, a correção da zona plástica torna-se:

$$r_p^* = \frac{k_I^2}{2\pi(3\sigma_e)^2} = \frac{k_I^2}{18\pi \sigma_e^2} \quad 2.10$$

Em termos práticos, não ocorre o estado plano de deformação na superfície, ou seja, a tensão efetiva de escoamento é menor. Assim, a extensão da região deformada plasticamente, ajustada no Modo I e no estado plano de deformação, é normalmente calculada através da seguinte expressão:

$$r_p^* = \frac{k_I^2}{6\pi \sigma_e^2} \quad 2.11$$

Estudos empíricos realizados com diversas ligas metálicas mostraram a relação entre a espessura do corpo de prova necessário para se obter o estado de deformação plana ou tensão plana [15,22]:

$$e \geq 2,5 \left(\frac{k_{\text{máx}}}{\sigma_e} \right)^2 \quad \text{para deformação plana} \quad 2.12$$

$$e \leq \frac{1}{\pi} \left(\frac{k_{\text{máx}}}{\sigma_e} \right)^2 \quad \text{para tensão plana} \quad 2.13$$



onde $K_{\text{máx}}$ é dado pela equação 2.1 para o máximo valor de tensão atuante durante o ciclo de carregamento.

Pinto Júnior C.C.E. [22] desenvolveu um modelo para estimar o tamanho da zona plástica na transição entre deformação plana e tensão plana. Para isto, assumiu que o tamanho da zona plástica varia linearmente nesta região de transição, o que levou ao desenvolvimento da seguinte expressão, baseada nas equações 2.9, 2.11, 2.12, 2.13:

$$r_p^* = \frac{1}{6n} + \frac{1}{3n} \left[\frac{2,5 - e \left(\frac{K_{\text{máx}}}{\sigma_e} \right)^{-2}}{2,5 - \frac{1}{n}} \right] \cdot \left(\frac{K_{\text{máx}}}{\sigma_e} \right)^2$$

para $\frac{1}{n} \left(\frac{K_{\text{máx}}}{\sigma_e} \right)^2 < e < 2,5 \left(\frac{K_{\text{máx}}}{\sigma_e} \right)^2$ 2.14

Um resumo do que foi discutido neste ítem pode ser visto no quadro abaixo:

$r_p^* = \alpha \left(\frac{K_{\text{máx}}}{\sigma_e} \right)^2$, onde r_p^* é o tamanho do raio plástico

$\alpha = \frac{1}{6n}$ para $e \geq 2,5 \left(\frac{K_{\text{máx}}}{\sigma_e} \right)^2$ na deformação plana,

$\alpha = \frac{1}{6n} + \frac{1}{3n} \left[\frac{2,5 - e \left(\frac{K_{\text{máx}}}{\sigma_e} \right)^{-2}}{2,5 - \frac{1}{n}} \right]$ para a região de

transição onde $\frac{1}{n} \left(\frac{K_{\text{máx}}}{\sigma_e} \right)^2 < e < 2,5 \left(\frac{K_{\text{máx}}}{\sigma_e} \right)^2$

$\alpha = \frac{1}{2n}$ na tensão plana onde $e \leq \frac{1}{n} \left(\frac{K_{\text{máx}}}{\sigma_e} \right)^2$

2.3. PROPAGAÇÃO DE TRINCAS POR FADIGA

2.3.1. Considerações iniciais

Sabe-se que a grande maioria das estruturas contém defeitos como trincas, porosidades, inclusões, defeitos de soldagem, etc., introduzidos durante a fabricação, especialmente se o processo de soldagem é empregado. Do mesmo modo, as estruturas normalmente estão sujeitas a carregamentos cíclicos durante a sua utilização, como é o caso, por exemplo, de elementos de máquinas, navios, aviões, pontes, tubulações, etc. Nesse caso, mesmo que defeitos significativos não estejam presentes no início da utilização, o que é extremamente improvável, trincas podem surgir como consequência desses esforços cíclicos, já numa fase bastante inicial de uso dessas estruturas e equipamentos. Em ambos os casos, praticamente a totalidade de sua vida útil é ocupada na propagação das trincas por fadiga [23]. Algumas pesquisas mostraram que em várias situações e materiais diferentes, em determinadas condições pode haver até mesmo uma parada total no crescimento da trinca [24, 25].

O desenvolvimento conseguido no campo da mecânica da fratura possibilitou o aparecimento de uma nova filosofia para o projeto estrutural. O projeto "Fail-Safe". Aqui, a presença de uma trinca na estrutura não significa que a mesma esteja inutilizada ou prejudicada no seu uso, desde que conheçamos o seu comportamento durante a vida útil.

Como resultado, testes para a avaliação das características de propagação de trincas por fadiga, são bastante difundidos. O conceito do fator intensidade de tensão, K , da Mecânica da Fratura Linear Elástica, provou ser de grande utilidade na descrição e análise do comportamento em propagação das trincas de fadiga e, também, na solução de problemas práticos de engenharia envolvendo a propagação dessas trincas [3]. Como resultado, o uso do fator intensidade de tensão como ferramenta para a descrição do campo de tensões na ponta de trincas propagando-se por fadiga é hoje universal.

A seguir serão apresentadas as principais equações



desenvolvidas para se representar a taxa de propagação de trincas de fadiga, em carregamentos de amplitude constante e amplitude variável, utilizando-se dos conceitos da Mecânica da Fratura Linear Elástica (M.F.L.E.), ou seja, associando-se a taxa de propagação da trinca com a variação do fator intensidade de tensão, K.

2.3.2. Aplicação da Mecânica da Fratura Linear Elástica ao crescimento da trinca por fadiga em carregamentos de amplitude constante

O fator intensidade de tensão na ponta de uma trinca mede o campo de tensões naquela região, em função das geometrias da trinca, do componente onde ela se localiza e da tensão externa, aplicada ao mesmo.

O valor de K varia a cada instante devido à variação cíclica da tensão aplicada e também ao incremento no comprimento da trinca. Dessa maneira, a cada instante, K também em fadiga mede o campo de tensões na ponta da trinca.

Nos ciclos de carregamento têm-se uma variação da tensão externa aplicada de um valor máximo, $\sigma_{\text{máx}}$, até um valor mínimo, $\sigma_{\text{mín}}$, o que corresponde a uma variação em K, de $K_{\text{máx}}$ até $K_{\text{mín}}$.

Paris [26], observou que o incremento no comprimento da trinca por ciclo de carregamento era função da diferença ($K_{\text{máx}} - K_{\text{mín}}$) atuando na ponta da trinca, chamada de variação do fator intensidade de tensão e representado por ΔK . A equação proposta por Paris e Erdogan está representado abaixo:

$$\frac{da}{dN} = C \Delta K^n \text{ onde:} \quad 2.15$$

$\frac{da}{dN}$ taxa de crescimento da trinca por ciclo de carregamento

C, n parâmetros do material usado

ΔK variação do fator intensidade de tensão.



Foram tabelados valores de n para vários metais e foi observado uma variação de $n = 2,3$ a $6,7$ [27].

Pode ser observado na Figura 2.9 a variação na taxa de crescimento da trinca por fadiga ($\frac{da}{dN}$), em função da variação do fator intensidade de tensão (ΔK), em um carregamento de amplitude constante.

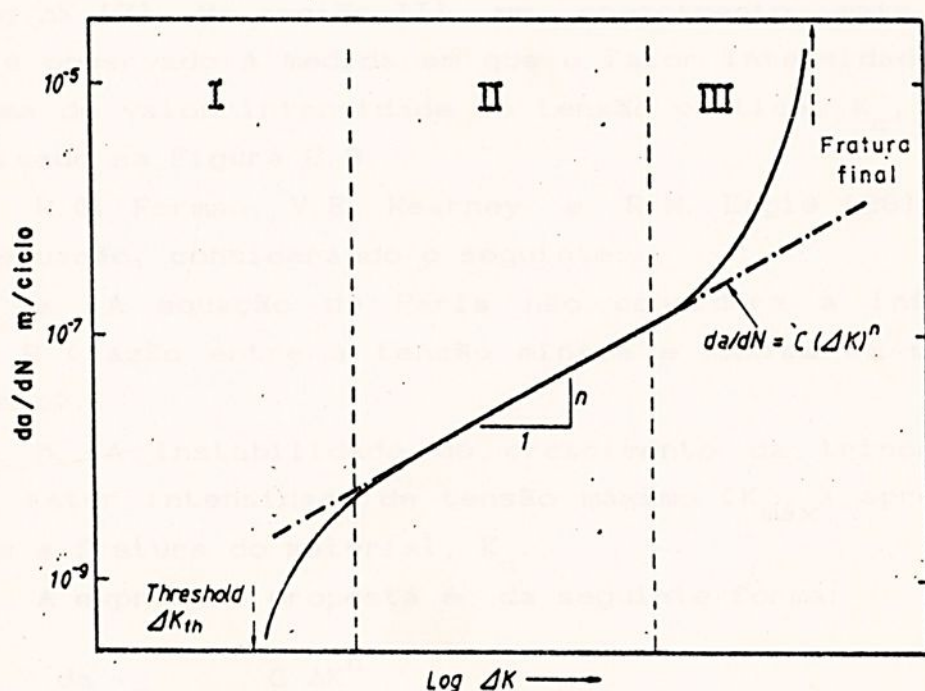


Figura 2.9 - Taxa de propagação da trinca por fadiga versus variação no fator intensidade de tensão [7].

Conforme pode ser observado na Figura 2.9, a curva $\frac{da}{dN}$ versus $\log \Delta K$ apresenta três regiões distintas. Na região I, o fator intensidade de tensão abaixo do qual não ocorre o crescimento da trinca por fadiga é chamado de fator intensidade de tensão limite (ΔK_{th}). A ordem de grandeza dos valores do fator intensidade de tensão limite para ligas de alumínio situa-se entre 3 e 17 MPa $\sqrt{m}$ [23].

Na região II o comportamento é linear, podendo ser empregada a equação de Paris. A maior parte dos problemas de propagação da trinca por fadiga em estruturas e componentes mecânicos aplicados à engenharia, ocorre nesta região da curva $\frac{da}{dN}$ versus $\log \Delta K$ [7]. Na região III, um crescimento mais rápido da taxa $\frac{da}{dN}$ é observado à medida em que o fator intensidade de tensão se aproxima do valor intensidade de tensão crítica, K_c , como pode ser verificado na Figura 2.9.

R.G. Forman, V.E. Kearney e R.M. Engle [28] propuseram uma nova equação, considerando o seguinte:

- a. A equação de Paris não considera a influência do parâmetro R (razão entre a tensão mínima e máxima em um ciclo de carregamento).
- b. A instabilidade do crescimento da trinca quando o valor do fator intensidade de tensão máximo ($K_{máx}$) aproxima-se da tenacidade a fratura do material, K_c .

A expressão proposta é da seguinte forma:

$$\frac{da}{dN} = \frac{C \Delta K^n}{(1-R) K_c - \Delta K} \quad 2.16$$

A Figura 2.10 mostra de maneira esquemática duas curvas $a \times N$ (comprimento da trinca versus o número de ciclos), para duas condições diferentes de R.

A equação 2.16 apresenta bons resultados para $R > 0$, em ligas de alumínio, titânio e aço, empregados na indústria aeronáutica [25, 29, 30]. Para valores $R < 0$ pode ser afirmado que, de um modo geral, os cálculos através da equação de Forman fornecem resultados conservativos [30].



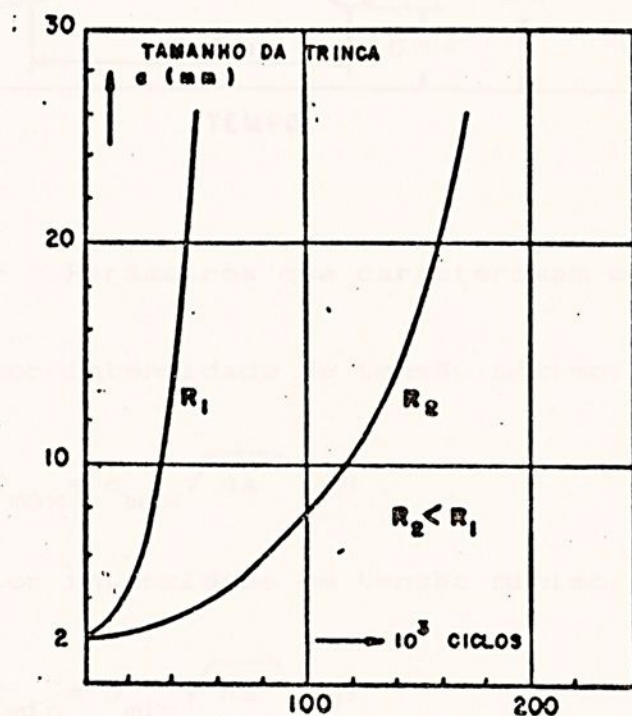


Figura 2.10 - Tamanho da trinca versus número de ciclos para dois valores diferentes de R .

Os principais parâmetros, portanto, que caracterizam um ciclo de fadiga estão indicados na Figura 2.11 e nas equações 2.17, 2.18, 2.19 e 2.20.

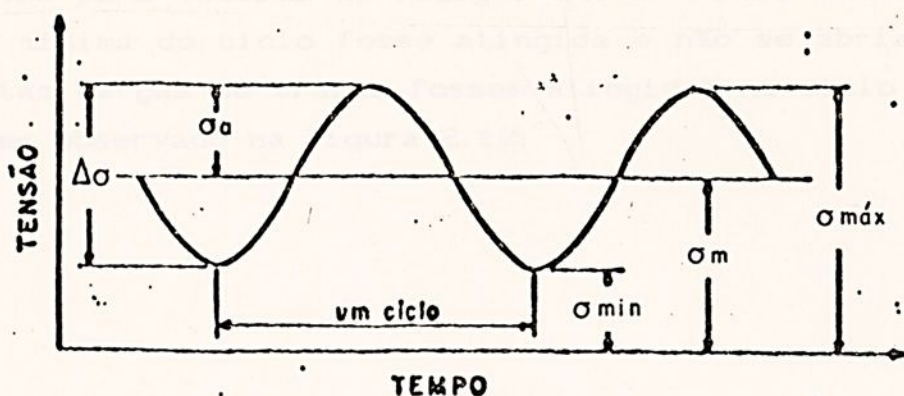


Figura 2.11 - Parâmetros que caracterizam o ciclo de fadiga

- Fator intensidade de tensão máximo:

$$* K_{\text{máx}} = \sigma_{\text{máx}} \sqrt{\pi a} \cdot \beta \quad 2.17$$

- Fator intensidade de tensão mínimo:

$$* K_{\text{min}} = \sigma_{\text{min}} \sqrt{\pi a} \cdot \beta \quad 2.18$$

- Variação do fator intensidade de tensão:

$$* \Delta K = K_{\text{máx}} - K_{\text{min}} = (\sigma_{\text{máx}} - \sigma_{\text{min}}) \sqrt{\pi a} \cdot \beta \quad 2.19$$

onde β é um fator adimensional, função das geometrias da trinca e do componente estrutural.

- Relação de ciclo:

$$* R = \frac{K_{\text{min}}}{K_{\text{máx}}} = \frac{\sigma_{\text{min}}}{\sigma_{\text{máx}}} \quad 2.20$$



Elber [31] trabalhando com a liga de alumínio 2024-T3 verificou para ensaios de fadiga, que a trinca fechava antes que a tensão mínima do ciclo fosse atingida e não se abria novamente até que altas cargas de tração fossem atingidas no ciclo seguinte, como pode ser observado na Figura 2.12:

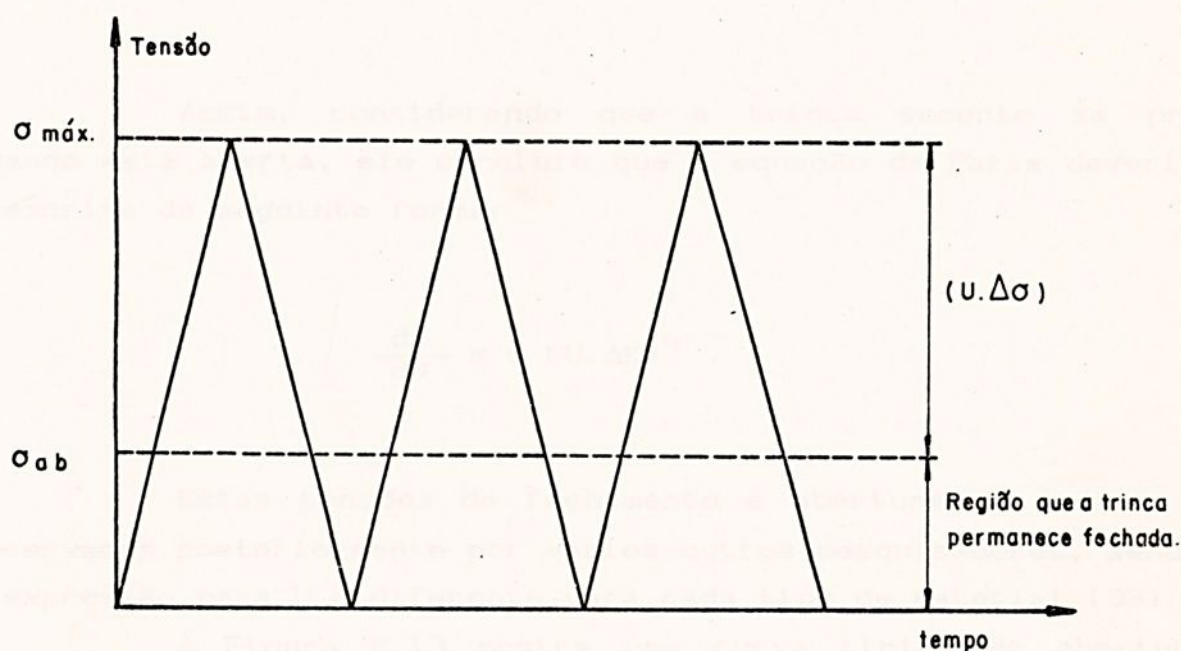


Figura 2.12 - Tensões de abertura/fechamento da trinca.

O comportamento do fechamento da trinca é explicado pela presença das deformações residuais deixadas ao longo do caminho percorrido pela fissura durante sua propagação [32].

Elber desenvolveu o conceito da "variação do fator intensidade de tensão efetivo", ΔK_{ef} , que pode ser descrito como:

$$\Delta K_{ef} = U \cdot \Delta K \quad 2.21$$

onde U é a fração do ciclo na qual a trinca está totalmente aberta. Para a liga 2024-T3, Elber determinou experimentalmente a expressão:

$$U = 0,5 + 0,4 R \quad 2.22$$

Assim, considerando que a trinca somente se propaga quando está aberta, ele concluiu que a equação de Paris deveria ser reescrita da seguinte forma:

$$\frac{da}{dN} = C (U \cdot \Delta K)^n \quad 2.23$$

Estas tensões de fechamento e abertura da trinca foram observadas posteriormente por vários outros pesquisadores, sendo que a expressão para U é diferente para cada tipo de material [33].

A Figura 2.13 mostra uma curva típica da abertura da ponta da trinca como função da carga aplicada durante um ciclo completo.

Na Figura 2.13, pode-se notar que tanto a abertura como o fechamento da trinca ocorre na carga PA, onde a não linearidade entre a carga aplicada e a abertura da trinca começa. Pode-se concluir, portanto, que em carregamento de amplitude constante a carga de abertura da trinca é praticamente igual a carga de fechamento desta e, além disto, o fator U não depende do comprimento da trinca, ou seja, é um parâmetro independente do fator intensidade de tensão. No entanto, o parâmetro U pode também variar com a tensão de escoamento do material se uma predeformação estiver presente [33].



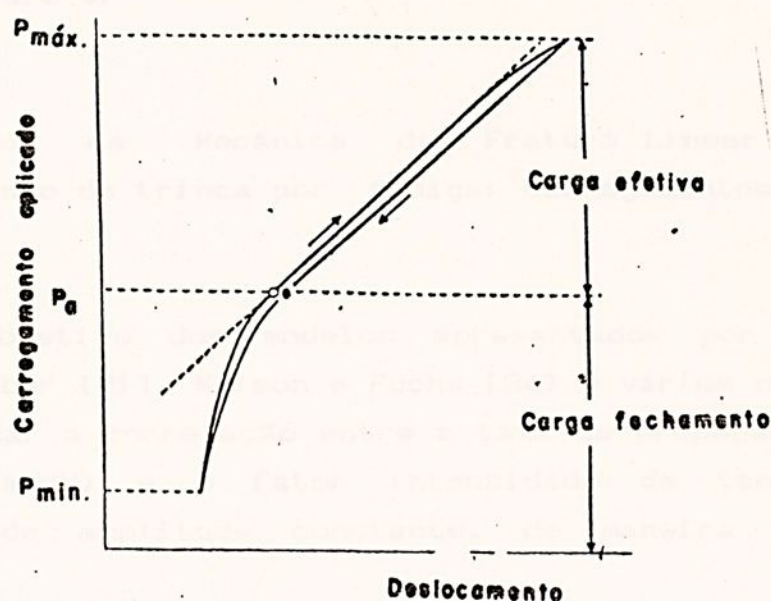


Figura 2.13 - Curva típica do deslocamento da ponta da trinca versus carga aplicada.

D.V. Nelson e H.O. Fucks [34] propuseram uma expressão utilizando o conceito das tensões de fechamento e assumindo, como Forman, que $\frac{da}{dN}$ deve ser infinito quando $K_{máx} \Rightarrow K_c$. Assim,

$$\frac{da}{dN} = \frac{C (U \cdot \Delta K)^n}{K_c - K_{máx}} \quad 2.24$$

Os métodos citados até aqui, que relacionam a taxa de propagação da trinca por fadiga (da/dN) com a variação do fator

intensidade de tensão (ΔK), representam uma parte do grande número de expressões existentes na literatura [35]. Todas as expressões citadas aqui, foram escolhidas para serem analisadas com os dados experimentais colhidos neste trabalho, cujos resultados poderão ser vistos na capítulo 4.

2.3.3. Aplicação da Mecânica da Fratura Linear Elástica ao crescimento da trinca por fadiga: carregamentos de amplitude variável

O objetivo dos modelos apresentados por Paris [26], Forman [28], Elber [31], Nelson e Fuchs [34] e vários outros modelos [35], é expressar a correlação entre a taxa de propagação da trinca por fadiga (da/dN) e o fator intensidade de tensão (K) sob carregamentos de amplitude constante, de maneira mais precisa possível.

Quando o carregamento dinâmico apresenta um espectro de cargas de amplitudes variáveis, são observadas diferenças muito maiores entre as previsões e a propagação real da trinca. Estas diferenças são atribuídas à interações na taxa de crescimento da fissura quando a amplitude do carregamento cíclico é aumentada ou diminuída [36,37].

O mais importante dos efeitos de interação é o retardo na propagação da trinca por fadiga que pode aumentar, consideravelmente, a vida de uma estrutura [25]. Interações complexas entre carregamento, variáveis geométricas e microestruturais afetam o retardo no crescimento da fissura [38-39].

Na sua quase totalidade, os carregamentos reais são de amplitudes variáveis. A seguir, alguns exemplos [40]:

- a. Vasos de armazenagem de gás: podem estar sujeitos a ciclos diários de carregamentos a uma máxima pressão e descarregamentos, dependendo da demanda.
- b. Palhetas de turbina a gás: permanecem com ciclos de tensão em amplitude constante em alta frequência devido a vibrações, mas sobrepõe-se a estes pequenos



ciclos, carregamentos cíclicos maiores devido a partida e parada.

- c. Linhas de trens: sofrem carregamentos aleatórios a uma máxima tensão, toda vez que há passagem de trens.
- d. Asas de aviões: que experimentam carregamentos a uma alta tensão média durante o voo e grandes subcargas toda vez que o avião aterrissa ou decola.

Da mesma forma, sobrecargas periódicas estão presentes em um grande número de componentes de engenharia. Por exemplo, toda vez que um equipamento de geração de potência é ligado, uma sobrecarga é aplicada no rotor e mancais. A má operação, e ocasionalmente operações em condições extremas, promovem a origem de periódicas sobrecargas.

Os efeitos de interação causados por sobrecargas e subcargas são descritos a seguir:

a. Retardo na propagação de trincas por fadiga

O retardo geralmente ocorre após a aplicação de uma sobrecarga ou blocos de sobrecargas e tem sido estudado de maneira intensa por ser o efeito de interação mais importante na propagação de trincas por fadiga, já que pode aumentar consideravelmente a vida útil de um componente [41-43].

O retardo do crescimento da trinca foi investigado experimentalmente para alguns aços [44-47,56], ligas de alumínio [32,43,47-53,55] e ligas de titânio [32,47,54,56]. As observações mais importantes com relação a este efeito de interação podem ser resumidas da seguinte maneira:

- a.1. Retardos mais longos podem ser obtidos aumentando a magnitude da sobrecarga [25,43,49,51,52];
- a.2. Repetindo a sobrecarga durante a vida de propagação da trinca [50,55,56]. Hertzberg estudando apenas duas sobrecargas, concluiu para a liga de alumínio 2024-T3 que o máximo ganho na vida útil da estrutura é obtido se o intervalo da aplicação de sobrecargas



for de $a_D/4$ onde a_D é o tamanho da zona plástica induzida pela sobrecarga anterior [55].

- a.3. Aplicando blocos de sobrecargas ao invés de simples sobrecargas. Estudos mostram que para diversos materiais o aumento do número de sobrecargas aumenta o efeito do retardo [36,49,50]. No entanto para cada material existe um número de ciclos de saturação, a partir do qual o aumento do número de ciclos em carga alta já não mais aumenta este efeito de interação [50].

Na Figura 2.14 está representado o retardo devido a aplicação de sobrecargas:

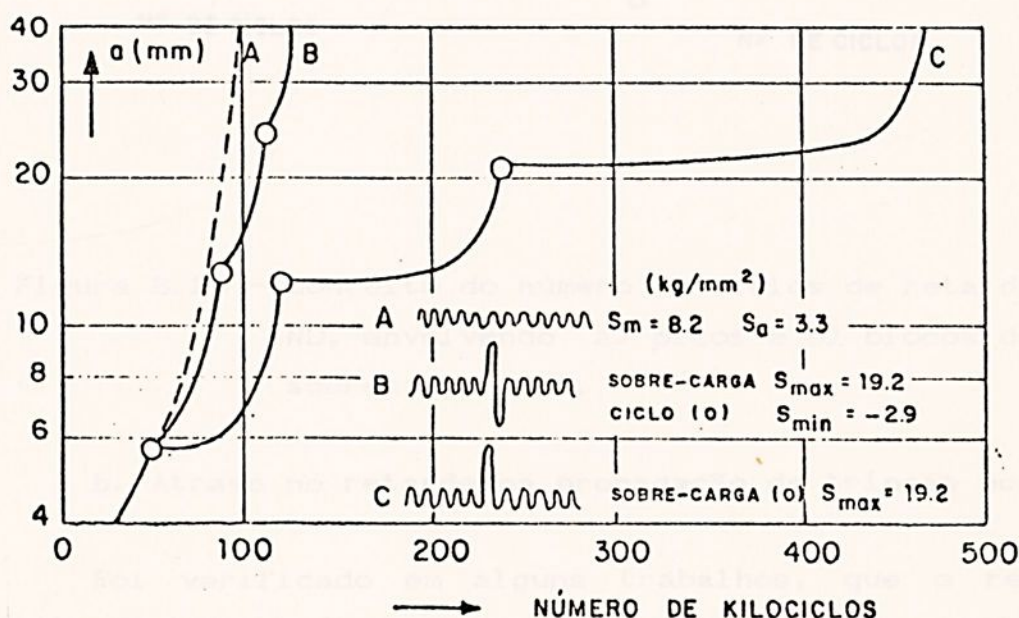


Figura 2.14 - Representação do retardo na propagação da trinca devido à aplicação de sobrecargas de tração [30].

O número de ciclos de retardo, ND, amplamente aceito e usado nos trabalhos de pesquisa, é apresentado na figura 2.15. Este conceito será usado para quantificar o retardo na parte experimental deste trabalho.

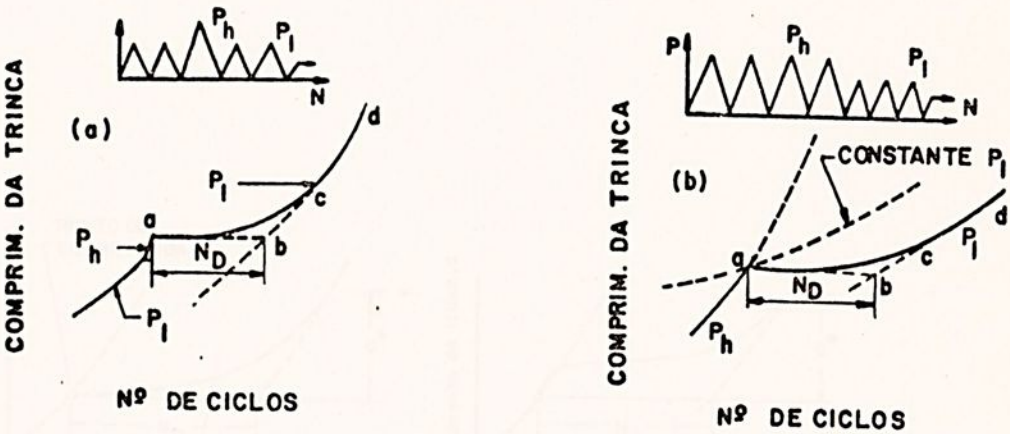


Figura 2.15 - Conceito do número de ciclos de retardo, ND, envolvendo a) picos e b) blocos de sobrecarga [25].

b. Atraso no retardo na propagação de trincas por fadiga

Foi verificado em alguns trabalhos, que o retardo no crescimento da trinca não necessariamente ocorre após a aplicação da sobrecarga, podendo ocorrer um crescimento adicional antes que a taxa de crescimento diminua [49]. Em outros trabalhos foi observado inclusive uma pequena aceleração inicial [56]. Na figura 2.16 o fenômeno está representado de forma esquemática..

c. Diminuição do retardo devido a aplicação de subcargas

Cargas de trabalho menores do que cargas de referência, tem um efeito relativamente pequeno no crescimento da trinca. Entretanto foi observado um significativo efeito no retardo, causado por cargas menores que as anteriores, quando estas cargas são aplicadas imediatamente após a sobrecarga e imediatamente antes da

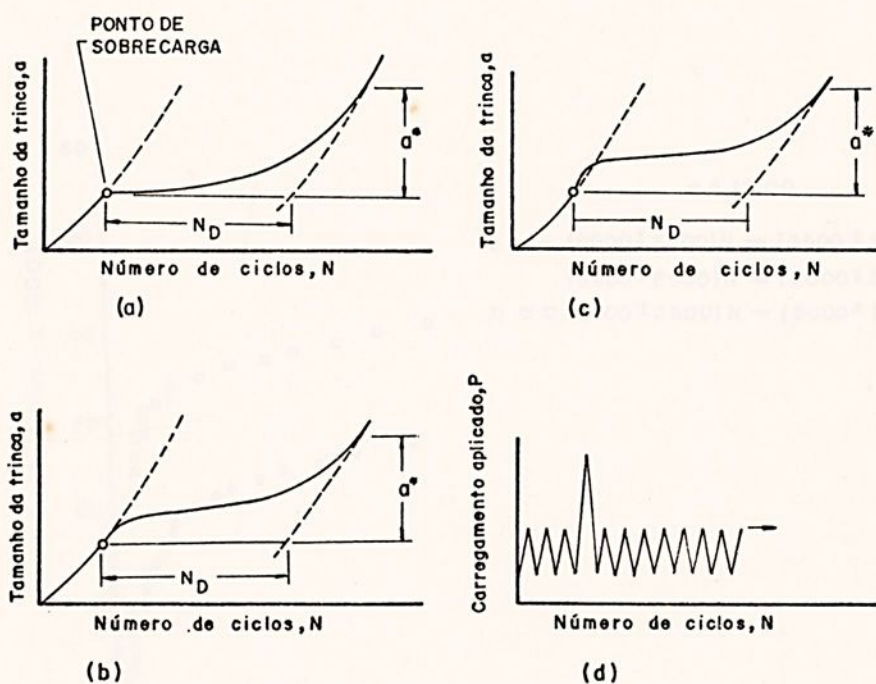


Figura 2.16 - Curvas esquemáticas do crescimento da trinca após uma sobrecarga: a) Retardo, b) Atraso no retardo, c) Aceleração inicial, d) Carregamento aplicado.

carga de referência [57]. A Figura 2.17 mostra a comparação do número de ciclos de retardo obtidos ao passar da carga alta (8000 ± 2500)N para a carga de referência (5000 ± 2500)N; comparando-o com o número de ciclos de retardo obtido quando, a estas duas cargas, intercala-se uma subcarga de (3500 ± 2500)N. Estes dados representam o comportamento para uma trinca de 16 mm da liga de alumínio 2024 T3. No entanto, esta tendência foi observada para toda a extensão da trinca, onde esta solicitação de carregamento foi aplicada [57]. O número de ciclos de subcargas e principalmente suas amplitudes, influenciam decisivamente na diminuição do retardo [57].

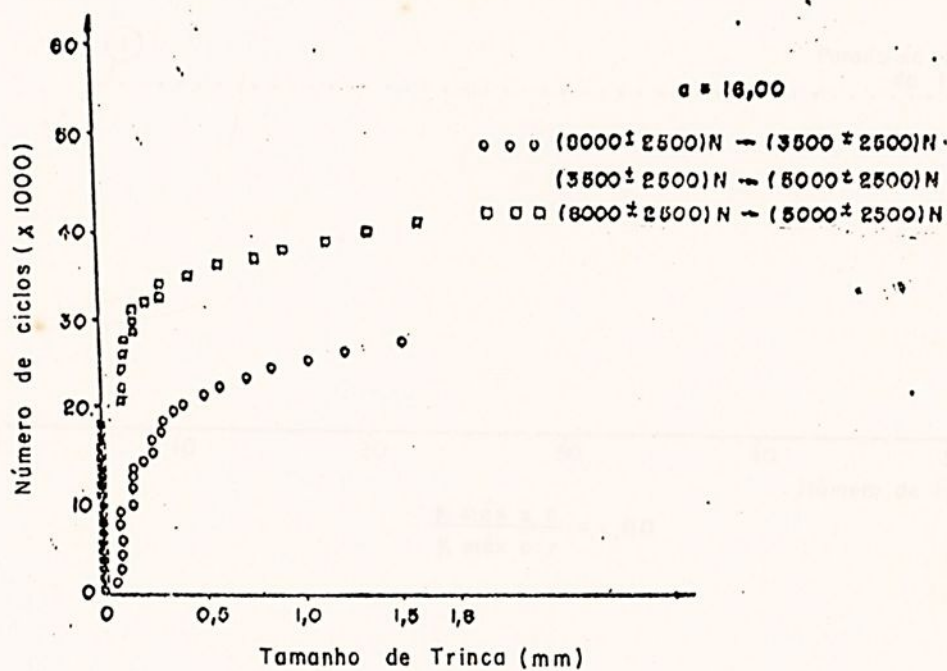


Figura 2.17 - Efeito de subcargas no crescimento de trincas por fadiga para a liga de alumínio 2024 T3 [57].



d. Parada total da trinca

Para uma razão de sobrecarga em relação a carga de referência muito alta, pode haver uma parada total no crescimento da trinca por fadiga na sequência descendente de carregamento [25,44]. Este comportamento pode ser observado na figura 2.18.

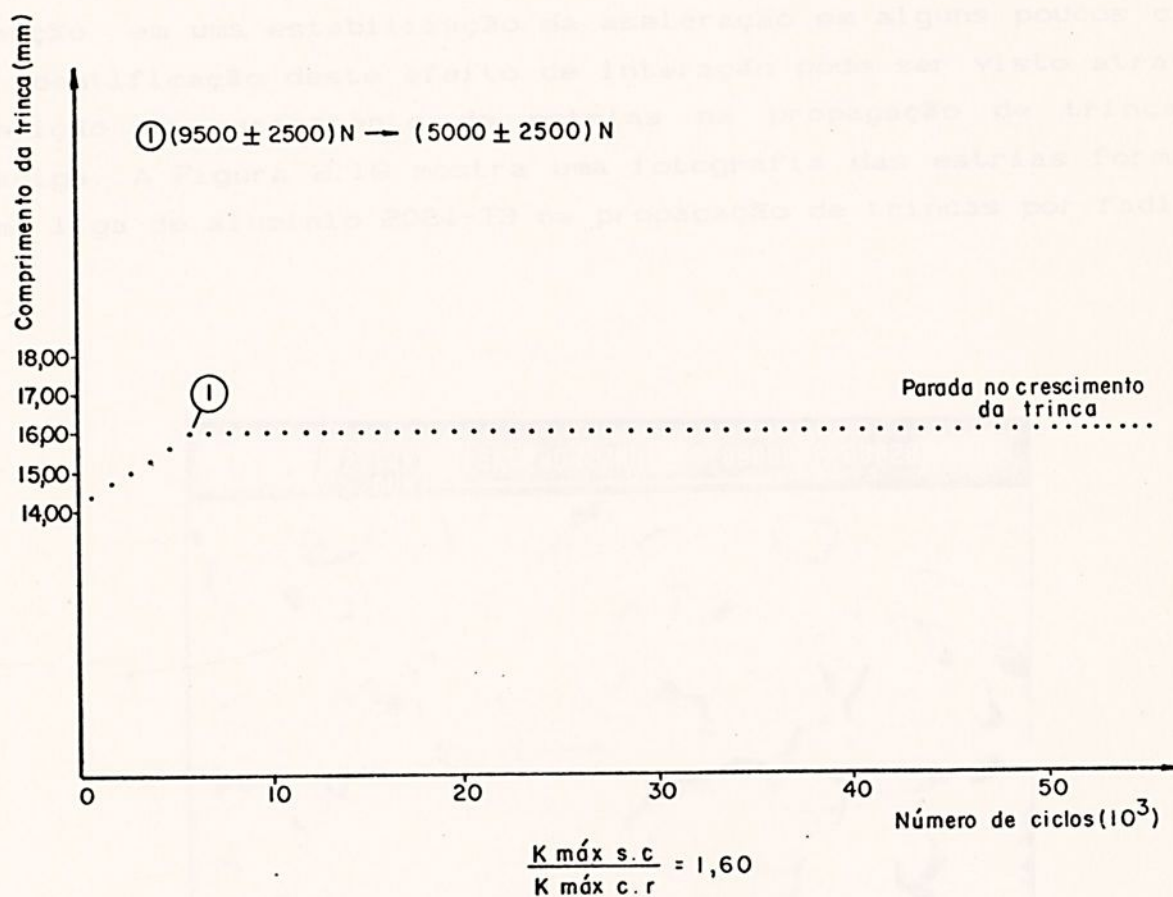


Figura 2.18 - Parada total da trinca devido a altos valores de sobrecarga para a liga de alumínio 2024 T3 [25].

e. Aceleração da taxa de propagação da trinca por fadiga

Em carregamentos de sequência ascendente verifica-se que as taxas de crescimento da trinca, seguindo o aumento na intensidade de tensão, são quase quatro vezes maiores do que as taxas de crescimento em carregamento de amplitude constante, no nível mais alto [58]. Observou-se também que a aceleração estabiliza mais rapidamente comparada aos efeitos do retardo. A referência [25] faz menção em uma estabilização da aceleração em alguns poucos ciclos. A identificação deste efeito de interação pode ser visto através da medição do espaçamento de estrias na propagação de trincas por fadiga. A Figura 2.19 mostra uma fotografia das estrias formada em uma liga de alumínio 2024-T3 na propagação de trincas por fadiga.



Figura 2.19 - Típicas estrias por fadiga na liga de alumínio 2024-T3 utilizada na parte experimental deste trabalho.

Os métodos de análise da propagação da trinca por fadiga em carregamentos de amplitude variável podem ser divididos nos seguintes tipos [36]:

a. Não interativos

O método não interativo assume que a vida total é o resultado da somatória dos ciclos gastos nos diferentes níveis de tensão e emprega uma expressão para carregamentos de amplitude constante. Os efeitos da interação apresentados e discutidos anteriormente não são considerados, resultando em estimativas muito conservativas.

b. Ajuste de dados experimentais

Este método procura representar o retardo na propagação da trinca por fadiga através de regressão de múltiplas variáveis. A expressão é do seguinte tipo:

$$NR = K(L)^a (M)^b (N)^c \quad 2.25$$

onde:

- NR - número de ciclos "perdidos" devido ao retardo
- L, M, N - variáveis que influenciam o retardo
- K, a, b, c - constantes determinadas experimentalmente

O método apresentado pode ser útil na ausência de um modelo matemático correto que represente o crescimento da trinca durante o retardo. Um exemplo do método é apresentado pela referência [36].

c. Baseados no conceito de K equivalente

O método procura, através de análise estatística do espectro de cargas, determinar um ΔK equivalente que aplicado numa equação de amplitude constante, represente o comportamento geral da



trinca. Um exemplo do método é a utilização da raiz quadrada média (r.m.s.) do espectro de carga, ou seja, $\frac{da}{dN} = F(\Delta K_{rms}, R_{rms})$ [59].

São as seguintes as relações para as tensões raiz quadrada média:

$$\sigma_{\text{máx.rms}} = \left| \frac{1}{M} \sum_{i=1}^m (\sigma_{\text{máx}})^2 \right|^{1/2} \quad 2.26$$

$$\sigma_{\text{mín.rms}} = \left| \frac{1}{M} \sum_{i=1}^m (\sigma_{\text{mín}})^2 \right|^{1/2} \quad 2.27$$

Nas expressões (2.26) e (2.27), $\sigma_{\text{máx}}$ e $\sigma_{\text{mín}}$ são, respectivamente, as tensões máximas e mínimas e M é o número total de valores de $\sigma_{\text{máx}}$ e $\sigma_{\text{mín}}$. Uma vez calculado os valores de $\sigma_{\text{máx.rms}}$ e $\sigma_{\text{mín.rms}}$, podem ser determinados a razão de tensões raiz quadrada média, R_{rms} , através da expressão:

$$R_{rms} = \frac{\sigma_{\text{mín.rms}}}{\sigma_{\text{máx.rms}}} \quad 2.28$$

e a variação do fator intensidade de tensão, ΔK_{rms} :

$$\Delta K_{rms} = K_{\text{máx.rms}} - K_{\text{mín.rms}} \quad 2.29$$

Este método, apesar de fisicamente incorreto, por não considerar os efeitos da sequência de carregamento, fornece bons resultados quando o mesmo é aleatório [59].

d. Baseados no conceito de K efetivo:

Calcula-se para cada ciclo, K efetivo e R efetivo,



considerando-se os efeitos da região plástica à frente da trinca. Os modelos de Willenborg [60], Elber [61] e Wheeler [62], apresentados a seguir, podem ser enquadrados neste item.

2.3.4. Modelo de Willenborg

No modelo de Willenborg, o retardo é obtido operando-se diretamente sobre a função ΔK . Um valor efetivo de ΔK é calculado, assumindo-se uma forma para a tensão residual presente na extremidade da fissura após a aplicação da sobrecarga. Este ΔK modificado é então usado na fórmula para o cálculo de da/DN relativo a um espectro de carregamento de amplitude constante.

Para melhor descrever o modelo, consideremos o espectro de carga mostrado na figura 2.20.

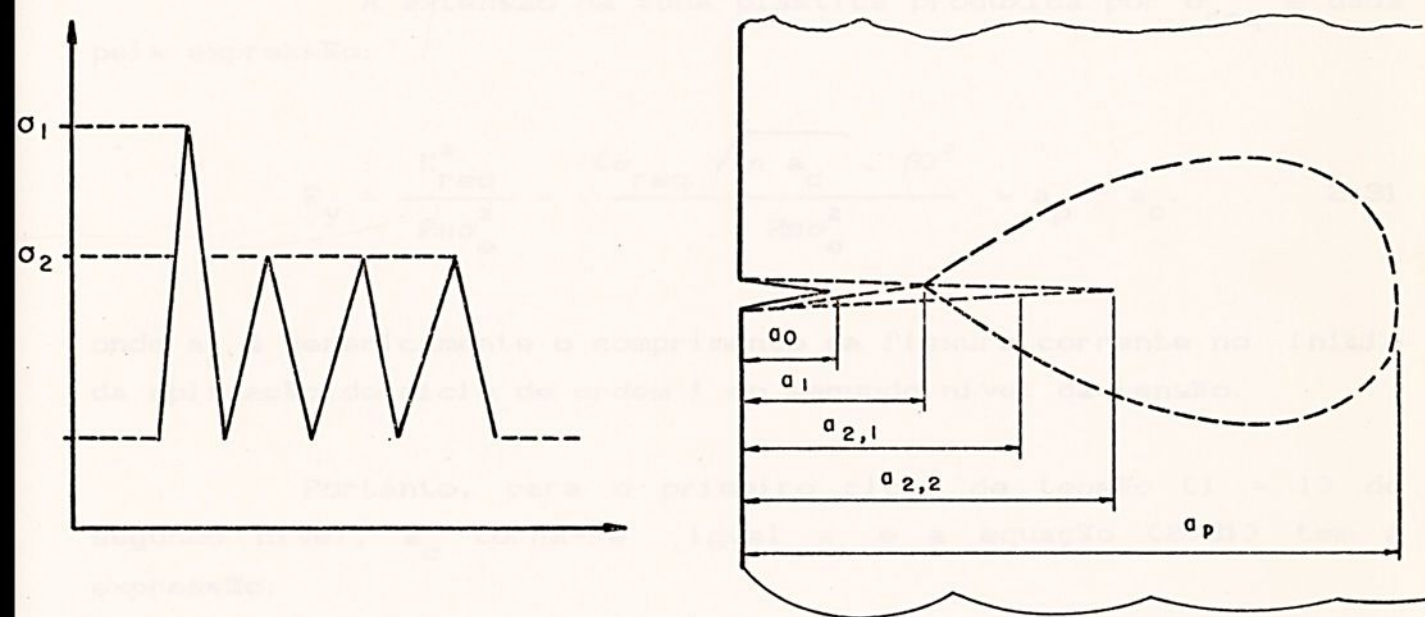


Figura 2.20 - Espectro utilizado para descrever o modelo de Willenborg.

A solução passo a passo deste modelo será feita como segue:

a) A sobrecarga σ_1 é aplicada. A zona plástica a_p criada por σ_1 é calculada:

$$a_p = \frac{K_1^2}{2\pi\sigma_e^2} + a_1 \quad 2.30$$

b) O primeiro ciclo de tensão σ_2 do seguinte nível é aplicado. O valor σ_2 é comparado com o valor σ_1 .

Se $\sigma_2 < \sigma_1$ o modelo de retardo é aplicado.

c) O primeiro passo na aplicação do modelo de retardo é a determinação da tensão requerida: σ_{req} , tensão esta necessária para produzir uma zona plástica que se estenda até os bordos de a_p .

A extensão da zona plástica produzida por σ_{req} é dada pela expressão:

$$R_y = \frac{K_{req}^2}{2\pi\sigma_e^2} = \frac{(\sigma_{req} \sqrt{n a_c} \cdot \beta)^2}{2\pi\sigma_e^2} = a_p - a_c \quad 2.31$$

onde a_c é genericamente o comprimento da fissura corrente no início da aplicação do ciclo de ordem i do segundo nível da tensão.

Portanto, para o primeiro ciclo de tensão ($i = 1$) do segundo nível, a_c torna-se igual a_1 e a equação (2.31) tem a expressão:

$$\sigma_{req} = \frac{\sigma_e}{\beta} \cdot \sqrt{\frac{2(a_p - a_1)}{a_1}} \quad 2.32$$

isto é, σ_{req} neste primeiro ciclo torna-se igual ao valor da sobrecarga σ_1 .

d) Willenborg assume que $K_{m\acute{a}x}$ corrente sofre redução de uma quantidade K_{red} devido o ingresso da fissura na zona plástica criada pela sobrecarga:

$$K_{red} = K_{req} - K_{m\acute{a}x\ 2,i} \quad 2.33$$

A equação 2.33 significa que a tensão residual seja dada por:

$$\sigma_{red} = \frac{K_{req}}{\beta \sqrt{\pi a_{2,i}}} - \frac{K_{m\acute{a}x\ 2,i}}{\beta \sqrt{\pi a_{2,i}}} \quad 2.34$$

Para o primeiro ciclo de tensão do segundo nível teremos:

$$K_{red} = K_{req} - K_{m\acute{a}x\ 2,1} \quad 2.35$$

Uma vez propagada a fissura através de toda a extensão da zona plástica criada pela sobrecarga, acaba o efeito do retardo e K_{red} deverá assumir um valor igual a zero.

e) Os valores efetivos de $K_{m\acute{a}x}$ e $K_{mín}$ aplicados no segundo nível de tensões serão calculados como segue:

$$K_{m\acute{a}x\ ef.\ 2,i} = K_{m\acute{a}x\ 2,i} - K_{red}$$

$$K_{m\acute{a}x\ ef.\ 2,i} = 2 K_{m\acute{a}x\ 2,i} - K_{req} \quad 2.36$$

$$K_{mn\ ef.\ 2,i} = K_{mn\ 2,i} - K_{red}$$

$$K_{mn\ ef.\ 2,i} = K_{mn\ 2,i} + K_{m\acute{a}x\ 2,i} - K_{req} \quad 2.37$$



Se $K_{\text{máx ef}}$ ou $K_{\text{mín ef}}$ tornar-se negativo, este valor será igualado a zero. Neste caso, ΔK_{ef} será menor do que $\Delta K_{2,i}$; caso contrário: $\Delta K_{\text{ef}} = \Delta K$. Isto pode ser observado na figura 2.21.

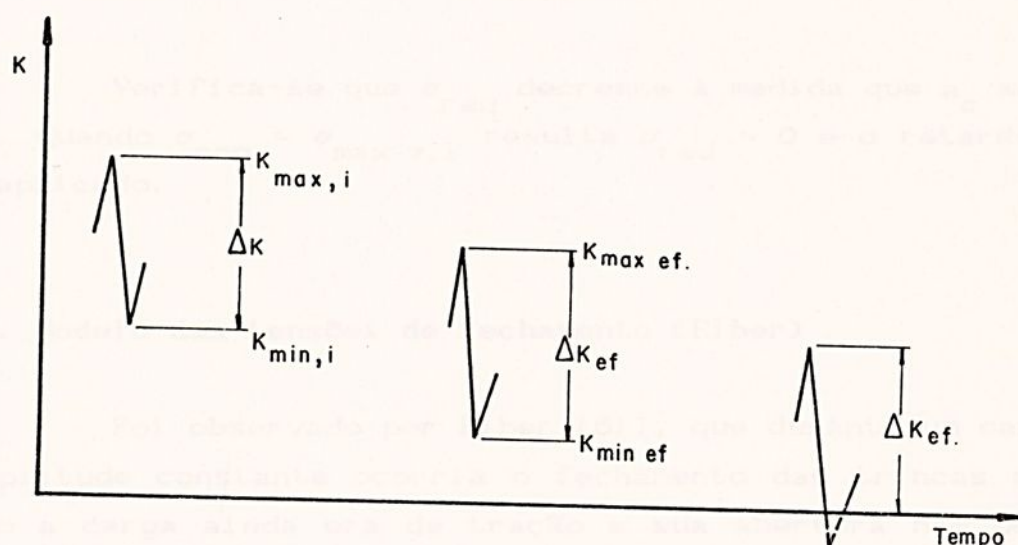


Figura 2.21 - Representação do ΔK_{ef} para o modelo de Willenborg.

f) Os valores de ΔK_{ef} e R_{ef} são calculados usando-se as equações (2.36) e (2.37):

$$\Delta K_{\text{ef.2,i}} = K_{\text{máx ef.2,i}} - K_{\text{mín ef.2,i}} \quad 2.38$$

$$R_{\text{ef.2,i}} = \frac{K_{\text{mín 2,i}} - K_{\text{red}}}{K_{\text{máx 2,i}} - K_{\text{red}}} = \frac{K_{\text{mín 2,i}} + K_{\text{máx 2,i}} - K_{\text{req}}}{2 K_{\text{máx 2,i}} - K_{\text{req}}} \quad 2.39$$

A lei de propagação da fissura poderá então ser aplicada, obtendo-se a taxa de crescimento da trinca durante o ciclo.

$$\frac{da}{dN} = f(\Delta K_{\text{ef}}, R_{\text{ef}}) \quad 2.40$$

Ao final do primeiro ciclo do segundo nível obtem-se

$a_{2,1}$.

g) O valor corrente $a_{2,1}$ deve ser comparado com a_p . Se $a_{2,1}$ for menor do que a_p , a progressão da fissura ainda será retardada.

$$\sigma_{req} = \frac{\sigma_e}{\beta} \cdot \sqrt{\frac{2(a_p - a_{2,1})}{a_{2,1}}} \quad 2.41$$

Verifica-se que σ_{req} decresce à medida que a_c se aproxima de a_p . Quando $\sigma_{req} = \sigma_{max\ 2,i}$ resulta $\sigma_{red} = 0$ e o retardo não mais será aplicado.

2.3.5. Modelo das tensões de fechamento (Elber)

Foi observado por Elber [61], que durante um carregamento de amplitude constante ocorria o fechamento das trincas por fadiga quando a carga ainda era de tração e sua abertura não ocorria até que altas cargas de tração fossem atingidas no ciclo seguinte.

Para explicar o comportamento do fechamento da trinca, deve ser considerada a zona plástica sempre presente ao redor da ponta da trinca, como pode ser observado na figura 2.22.

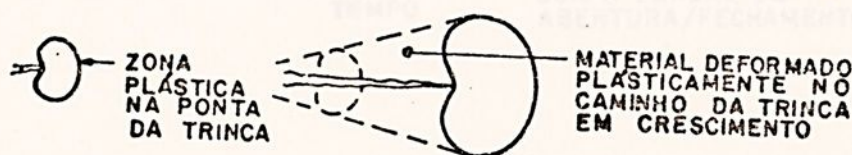


Figura 2.22 - Representação da zona plástica na ponta da trinca e do "invólucro plástico" deixado no caminho da trinca que está crescendo.

Na medida que a trinca cresce através de uma sucessão destas zonas que aumentam em tamanho com o comprimento da trinca, um invólucro de material deformado plasticamente, no qual estão presentes deformações residuais de tração com as correspondentes tensões residuais de compressão, é deixado no caminho da fissura. As deformações residuais de tração são responsáveis pelo fechamento da trinca ainda sujeito a um carregamento de tração e a mesma não se abre até que um carregamento de tração suficientemente alto seja novamente aplicado.

Elber propôs que a taxa de crescimento da trinca seja correlacionada com um intervalo intensidade de tensão efetivo,

$\Delta K_{ef} = K_{máx} - K_{ab}$, ilustrado na figura 2.23, ao invés do intervalo intensidade de tensão total, ΔK , como vinha sendo feito.

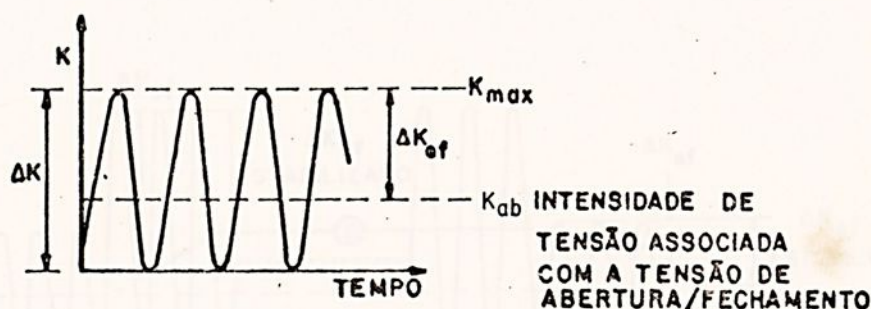


Figura 2.23 - Intervalo intensidade de tensão efetivo proposto por Elber.

É importante salientar o fato de que o conceito da intensidade de tensão efetiva procura, efetivamente, explicar efeitos da sequência de carregamento na propagação da trinca, sejam os mesmos de retardo ou de aceleração, como pode ser observado através da figura 2.24.

Na figura 2.24, A é a intensidade de tensão do fechamento associada com o ciclo de carregamento mais baixo e B é a intensidade de tensão do fechamento associada com o ciclo de carregamento de carga mais alta. Na região de transição da carga mais baixa para a carga mais alta, o valor de ΔK_{ef} para o nível mais alto será temporariamente maior do que o seu valor estabilizado representado pelo ponto B, o que causará uma aceleração no crescimento da trinca no nível de carga mais alto. Utilizando o mesmo raciocínio para a região de transição da carga mais alta para a mais baixa, verifica-se que K_{ef} será menor do que o seu valor estabilizado representado pelo ponto A causando, portanto, um retardo no crescimento da trinca. A forma e o tempo com que se processa a estabilização do ΔK_{ef} são apresentados de maneiras diferentes pela literatura [63,64] e será discutida no capítulo 4 deste trabalho.

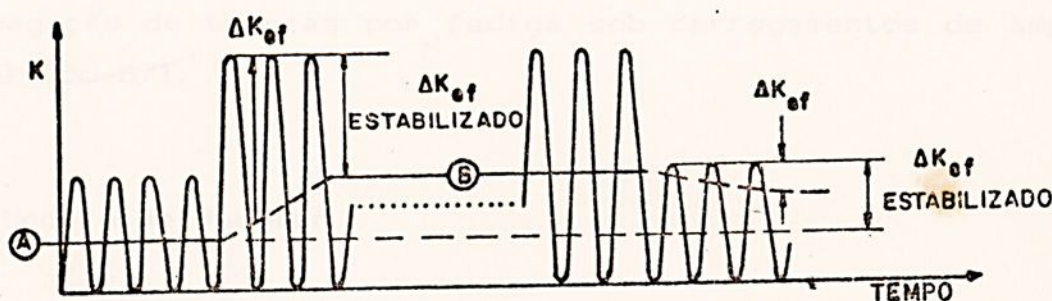


Figura 2.24 - Representação da variação da intensidade de tensão do fechamento da trinca com a sequência de carregamento e a correspondente variação em ΔK_{ef} .

Alguns trabalhos evidenciam um efeito de retardo completo não imediatamente após a aplicação da sobrecarga de tração, mas sim, somente ocorrido um crescimento da trinca por uma distância dentro da zona plástica criada pela sobrecarga. Segundo Elber, uma explicação física para o atraso no retardo do crescimento da trinca após a aplicação de uma simples carga alta, pode ser dada pela análise do comportamento da zona plástica deixada pelo ciclo de carga alta na frente da ponta da trinca. Tensões residuais de compressão atuam na zona plástica como resultado da presença de material elástico ao redor da mesma. Assim, se a região plástica causada pela sobrecarga está na frente da ponta da trinca, não haverá influência das tensões de compressão na abertura da fissura. A medida que a trinca se propaga dentro da zona plástica, estas tensões residuais de compressão vão agir nas novas superfícies da fratura criadas, influência esta que aumenta à medida que a trinca caminha para o interior da zona plástica.

Hoje o conceito de tensões de fechamento, para explicar a aceleração e/ou retardo no crescimento de trincas por fadiga, é de grande aceitação no meio científico e com vários trabalhos recentes sendo publicados, utilizando-se dos mesmos para criar novos modelos de propagação de trincas por fadiga sob carregamentos de amplitude variável [65-67].

2.3.6. Modelo de Wheeler

Aceitando o fato de que o crescimento da trinca por ciclo de carga pode ser representado por $\frac{da}{dN} = f(\Delta K)$, Wheeler propôs um coeficiente de retardo para modelar matematicamente este efeito de interação. Assim:

$$\frac{da}{dN} = |C_p|_i \cdot |f(\Delta K)|_i \quad 2.42$$

onde:

C_p é o coeficiente de retardo para o ciclo i , podendo assumir valores de 0 a 1 que indicam, respectivamente, parada no



crescimento da trinca ou nenhum retardo. O coeficiente de retardo $(C_p)_i$, foi expresso por Wheeler em termos do tamanho da zona plástica na ponta da trinca associado com o ciclo i , em relação a mesma causada pela sobrecarga de tração de acordo com a expressão:

$$|C_p|_i = \left| \frac{(R_y)_i}{a_p - a_i} \right|^m \quad 2.43$$

onde

$(a_p - a_i)$ distância da ponta da trinca ao contorno da zona plástica criada pela sobrecarga anterior de tração em um dado ciclo i .

(a_i) tamanho corrente da trinca no ciclo i

$|R_y|_i$ tamanho da zona plástica corrente

m expoente de forma

Analisando a equação 2.43 o modelo indica que o retardo cessa quando o contorno da zona plástica no ciclo i atinge o limite da zona plástica criada pela sobrecarga, como está representado na figura 2.25.

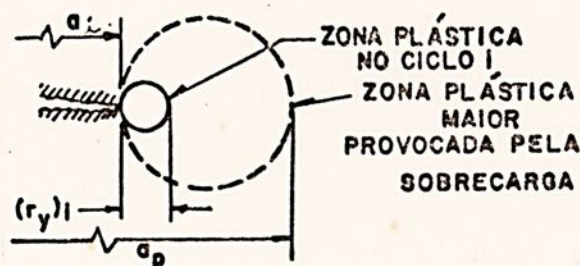


Figura 2.25 - Relação das zonas plásticas na ponta da trinca no modelo de Wheeler para o retardo.

Como o modelo assume um retardo máximo imediatamente após a aplicação da sobrecarga de tração, diminuindo progressivamente na medida que a trinca caminha através da zona plástica induzida pela sobrecarga, ele não explica o fenômeno do atraso do retardo. Vários autores conseguiram bons resultados utilizando este modelo [68,69]. A dificuldade de utilização do modelo de Wheeler, deve-se ao fator de forma m que requer o conhecimento prévio dos dados obtidos em ensaio para a sua determinação.

Além dos conceitos já apresentados pelos modelos para explicar e modelar os efeitos de interação que ocorrem na propagação da trinca por fadiga, outros mecanismos podem isolada ou conjuntamente atuar à ponta da trinca interferindo na sua aceleração ou retardo [40]. Neste trabalho será analisado as propostas apresentadas por Willenborg, Elber e Wheeler, verificando seus desempenhos com os dados experimentais obtidos.



CAPÍTULO 3

MATERIAIS E MÉTODOS

3.1. MATERIAL UTILIZADO

O material utilizado no desenvolvimento experimental do trabalho foi a liga de alumínio de alta resistência 2024-T3, na forma de chapas finas, com a espessura de 1,27 mm. O tratamento térmico empregado indica que a liga foi solubilizada e endurecida por precipitação para a condição de máxima resistência que ocorre em um envelhecimento por 24 horas a 120°C [70]. A composição química aproximada é a seguinte [71]: 93,5% Al, 4,4% Cu, 0,6% Mn e 1,5% Mg.

3.2. CORPOS DE PROVA

3.2.1. Corpo de prova para o ensaio de tração

Os corpos de prova para o ensaio de tração foram confeccionados de acordo com a NB-4 da ABNT. A figura 3.1 mostra a forma e dimensões dos corpos de prova que foram utilizados.

As propriedades mecânicas determinadas em tração monotônica, para esta liga nesta espessura, foram as seguintes:

* tensão limite de escoamento:	σ_e	=	417 Mpa
* tensão limite de resistência:	σ_r	=	516 Mpa
* Alongamento (em 50 mm):	A_l	=	8,6 %



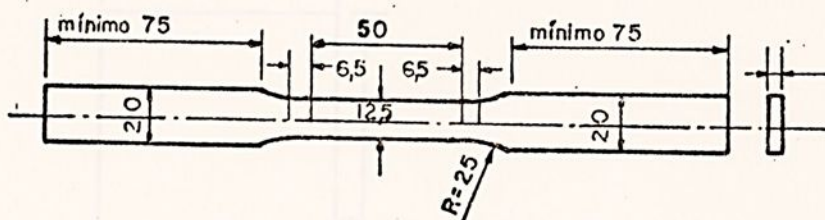
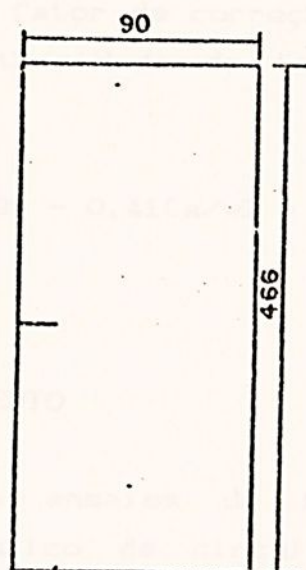


Figura 3.1 - Forma e dimensões (mm) dos CDPS para os ensaios de tração.

3.2.2. Corpo de prova para o ensaio de fadiga

Os corpos utilizados no trabalho são para ensaio de fadiga por tração-tração, com a forma e dimensões indicadas na figura 3.2.

Durante o desenvolvimento teórico da mecânica da fratura foi admitida, para a definição de K_I , uma distribuição uniforme da tensão axial aplicada a uma certa distância da fissura. No corpo de prova apresentado na figura 3.2, (Single Edge Notch Specimen) a carga externa é aplicada de forma concentrada através de um pino transversal ao plano de placa. Portanto, para refazer a hipótese inicial para σ_w , é necessário uma distribuição uniforme da carga em uma seção transversal a uma certa distância da fissura.



ESPESSURA - 1,27 mm.

Figura 3.2 - Forma e dimensões (mm) dos CDPS utilizados nos ensaios de fadiga.

O estudo desenvolvido por B. Gross [72] indica quão próximo do plano da fissura poderá ocorrer a difusão completa do carregamento para confirmar a hipótese de σ_{∞} ser aplicada a uma distância remota da mesma e não influenciar o valor de K_I .

A determinação da amostra indicada na figura 3.2 foi feita por O. Perez [73] que obtém, para a geometria do corpo de prova ensaiado, as condições necessárias para aplicar os conceitos da mecânica da fratura.

Os corpos de prova foram confeccionado segundo a direção de laminação (direção L-T da figura 3.3 [72]) da chapa e o entalhe



iniciador da trinca por fadiga, que em todas as amostras apresentou uma dimensão próxima de 5,0 mm, foi feito por intermédio de uma pequena serra. Os ensaios foram então realizados sob amplitude constante até que a trinca nucleasse e propagasse até um comprimento de 8,00 mm, quando eram iniciados os programas de ensaio que serão apresentados a seguir.

O fator de correção de Gross [74] foi usado nos cálculos do fator intensidade de tensão para esta geometria de amostra; assim:

$$K = \sigma \sqrt{a} (1,99 - 0,41(a/w) + 18,70(a/w)^2 - 38,48(a/w)^3 + 53,85(a/w)^4) \quad 3.1$$

3.3. EQUIPAMENTO

Os ensaios de fadiga foram realizados num sistema eletro-hidráulico de circuito fechado para ensaios estáticos e dinâmicos, com capacidade de 10 toneladas, modelo 810.12, fabricado pela MTS Systems Corporation.

As leituras do comprimento da trinca, realizadas durante os ensaios de fadiga, foram feitas com o auxílio de um microscópio, com um aumento de 7 vezes, acoplado a uma escala graduada como pode ser observado na figura 3.4. A precisão da leitura foi de centésimo de milímetro. A frequência dos ensaios foi de 10 Hz.

Nas figuras 3.5 a 3.7 podemos observar as micrografias características da liga 2024-T3.



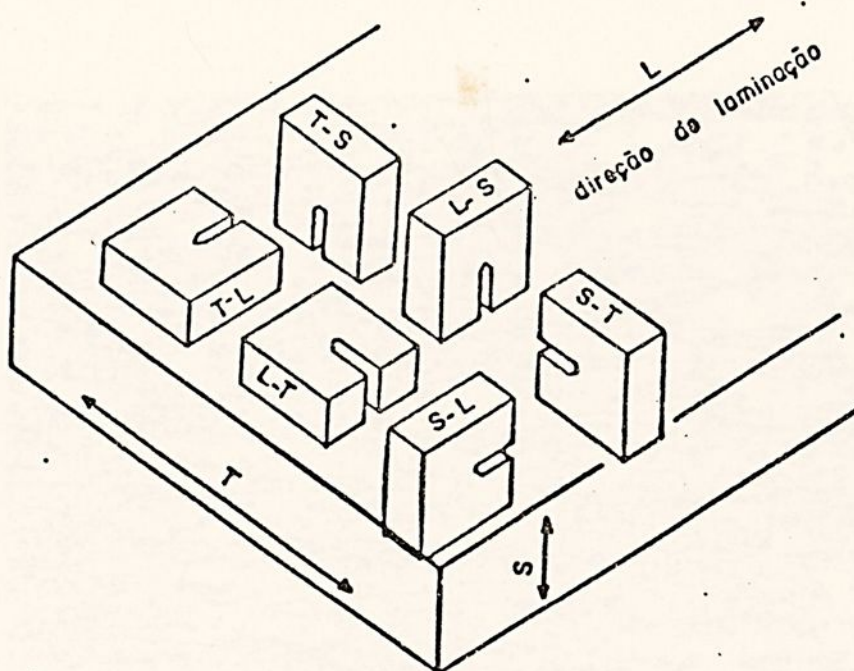


Figura 3.3 - Códigos de identificação da orientação do plano da trinca para produtos laminados.

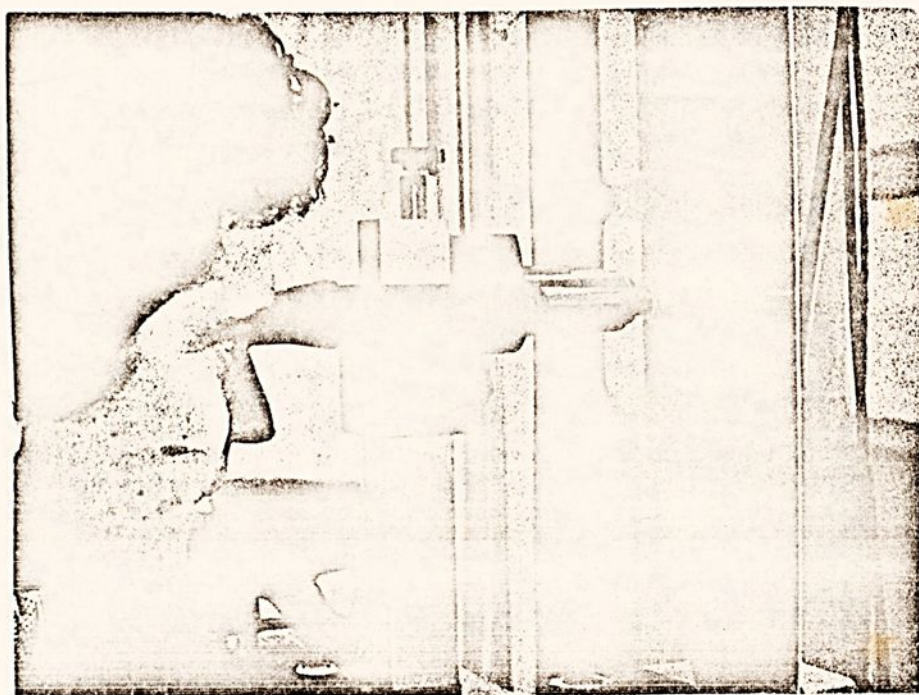


Figura 3.4 - Leitura do comprimento da trinca.

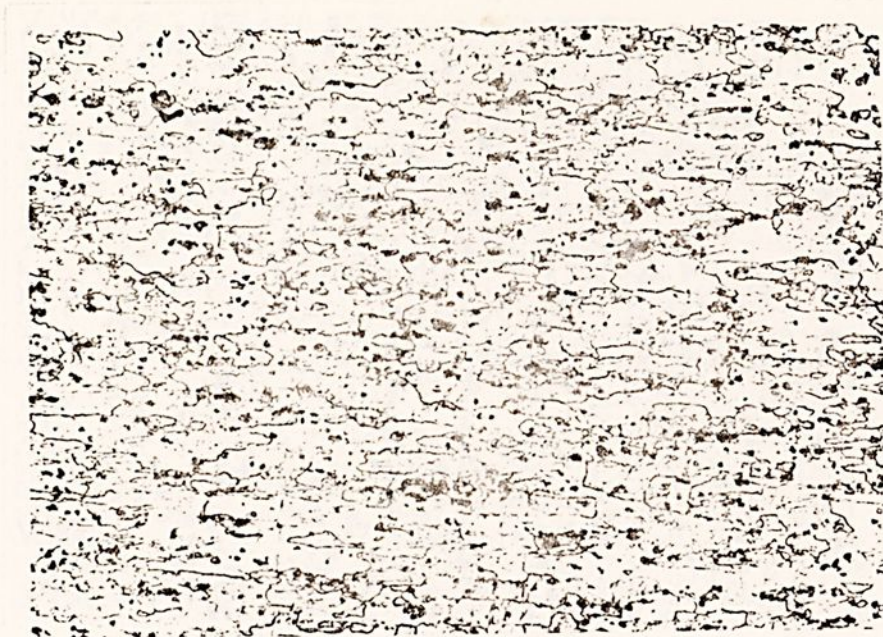


Figura 3.5 - Liga 2024 T3 - T-S aumento 150x - Reativo de Keller.

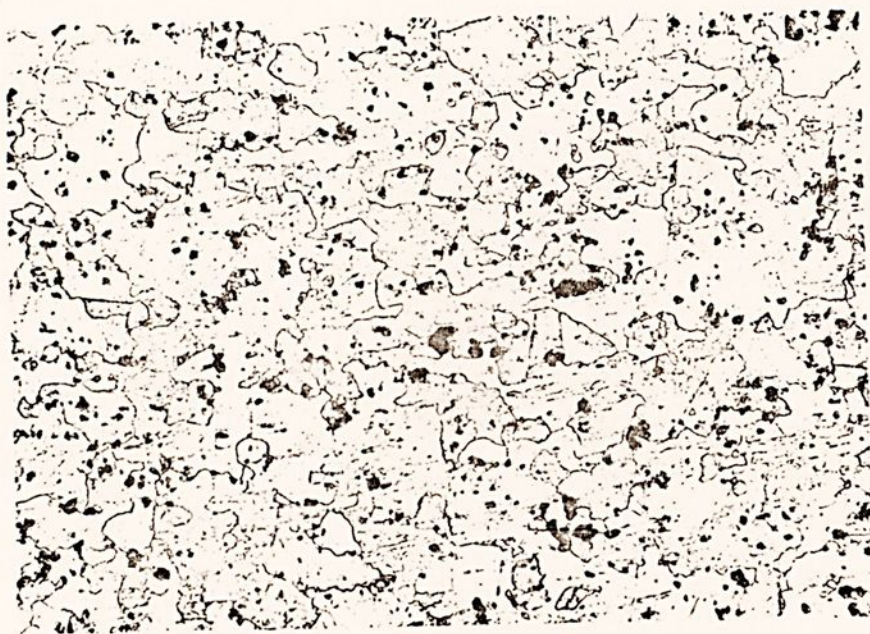


Figura 3.6 - Liga 2024 T3 - L-S aumento 150x - Reativo de Keller.



Figura 3.7 - Liga 2024 T3 - T-L aumento 150x - Reativo de Keller.

CAPÍTULO 4

RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1. INTRODUÇÃO

Para atingir o objetivo do trabalho que é modelar o efeito do retardo na propagação de trinca por fadiga na liga de alumínio 2024 T3 a seguinte sequência de trabalhos foi organizada:

a) Como os modelos que representam os efeitos de interação em carregamentos de amplitude variável, empregam constantes obtidas em ensaios de fadiga em amplitude constante, foram feitos ensaios nesta situação para estudar o comportamento da referida liga nestas condições.

b) Determinação das constantes "C" e "n" do material para os vários modelos de amplitude constante apresentados.

c) Foi feito então um estudo dos referidos modelos e escolheu-se aquele que apresentou melhores resultados. Para tal utilizou-se a média do quadrado dos resíduos e considerações técnicas dos parâmetros envolvidos.

d) Paralelamente aos itens "b" e "c", realizou-se ensaios com carregamentos de amplitude variável para detectar o efeito de retardo na propagação de trinca por fadiga.

e) Concluídos os ensaios de amplitude variável, foi feita uma análise dos resultados experimentais com os modelos já discutidos para representar o retardo. Neste ponto, modificações aos modelos mostraram-se necessárias e são apresentadas neste trabalho.



4.2. ENSAIOS DE AMPLITUDE CONSTANTE

Nesta fase foram realizados três ensaios de amplitude de tensão constante e de valor 43,74 MPa. As razões entre as tensões mínima e máxima foram de 0,333, 0,444 e 0,524. Estes valores estão indicados na tabela 4.1 e os resultados dos ensaios podem ser vistos na figura 4.1.

Tabela 4.1 - Ensaios de Amplitude constante.

Carga KN	$\sigma_{\min}$ (MPa)	$\sigma_{\max}$ (MPa)	R
5,0 $\pm$ 2,5	21,87	65,62	0,333
6,5 $\pm$ 2,5	35,00	78,74	0,444
8,0 $\pm$ 2,5	48,12	91,86	0,524

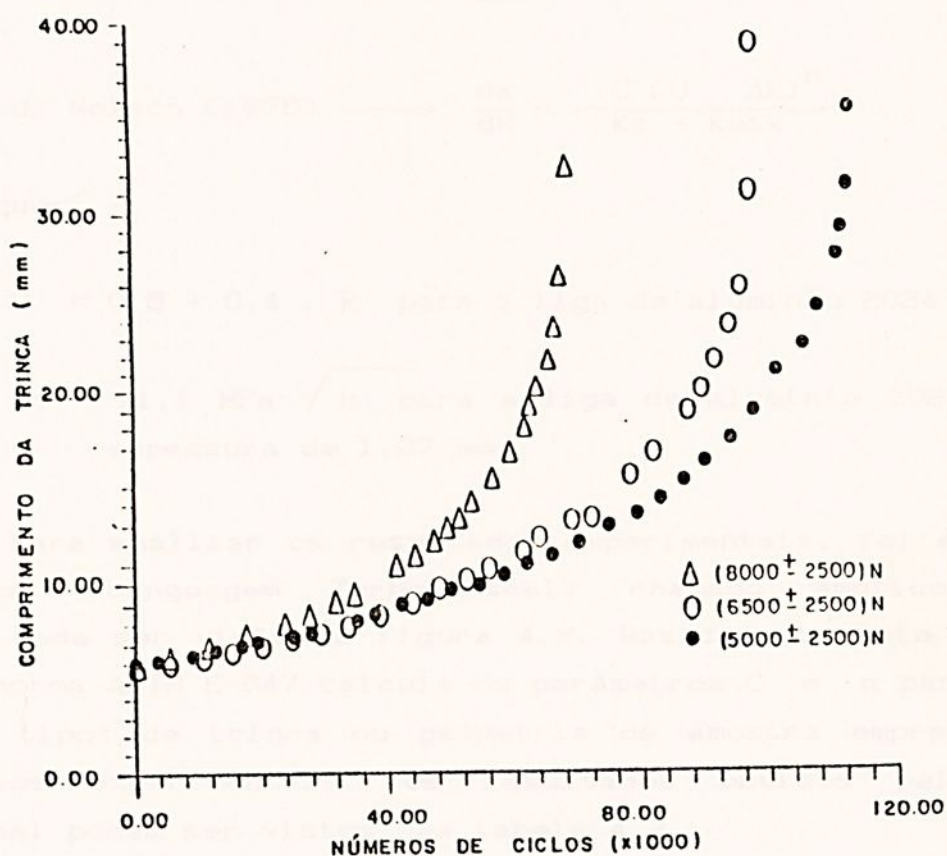


Figura 4.1 - Ensaios de Amplitude Constante.



Observando-se os resultados apresentados, podemos notar que a razão de carga R é inversamente proporcional a vida útil da estrutura.

4.3. ESTUDO DAS EQUAÇÕES DE AMPLITUDE CONSTANTE

As equações de carregamentos em amplitude constante que serão analisadas são:

$$a) \text{ Paris (1963)} \longrightarrow \frac{da}{dN} = C \Delta K^n \quad 4.1$$

$$b) \text{ Forman (1967)} \longrightarrow \frac{da}{dN} = \frac{C \Delta K^n}{(1 - R) K_c - \Delta K} \quad 4.2$$

$$c) \text{ Elber (1971)} \longrightarrow \frac{da}{dN} = C (U \Delta K)^n \quad 4.3$$

$$d) \text{ Nelson (1976)} \longrightarrow \frac{da}{dN} = \frac{C (U \cdot \Delta K)^n}{K_c - K_{\max}} \quad 4.4$$

Lembrando que:

$$U = 0,5 + 0,4 \cdot R \text{ para a liga de alumínio 2024 T3 [31].}$$

$$K_c = 91,1 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}} \text{ para a liga de alumínio 2024 T3, na espessura de 1,27 mm}$$

Para analisar os resultados experimentais, foi elaborado um programa (Linguagem Turbo-Pascal) chamado Amplicom, cujo fluxograma pode ser visto na figura 4.2. Basicamente este programa munido da norma ASTM E-647 calcula os parâmetros C e n para vários materiais, tipos de trinca ou geometria de amostra empregada nos procedimentos experimentais. Os resultados obtidos pela parte computacional podem ser vistos nas tabela 4.2.

Figura 4.2 - Fluxograma geral do sistema Amplicom.



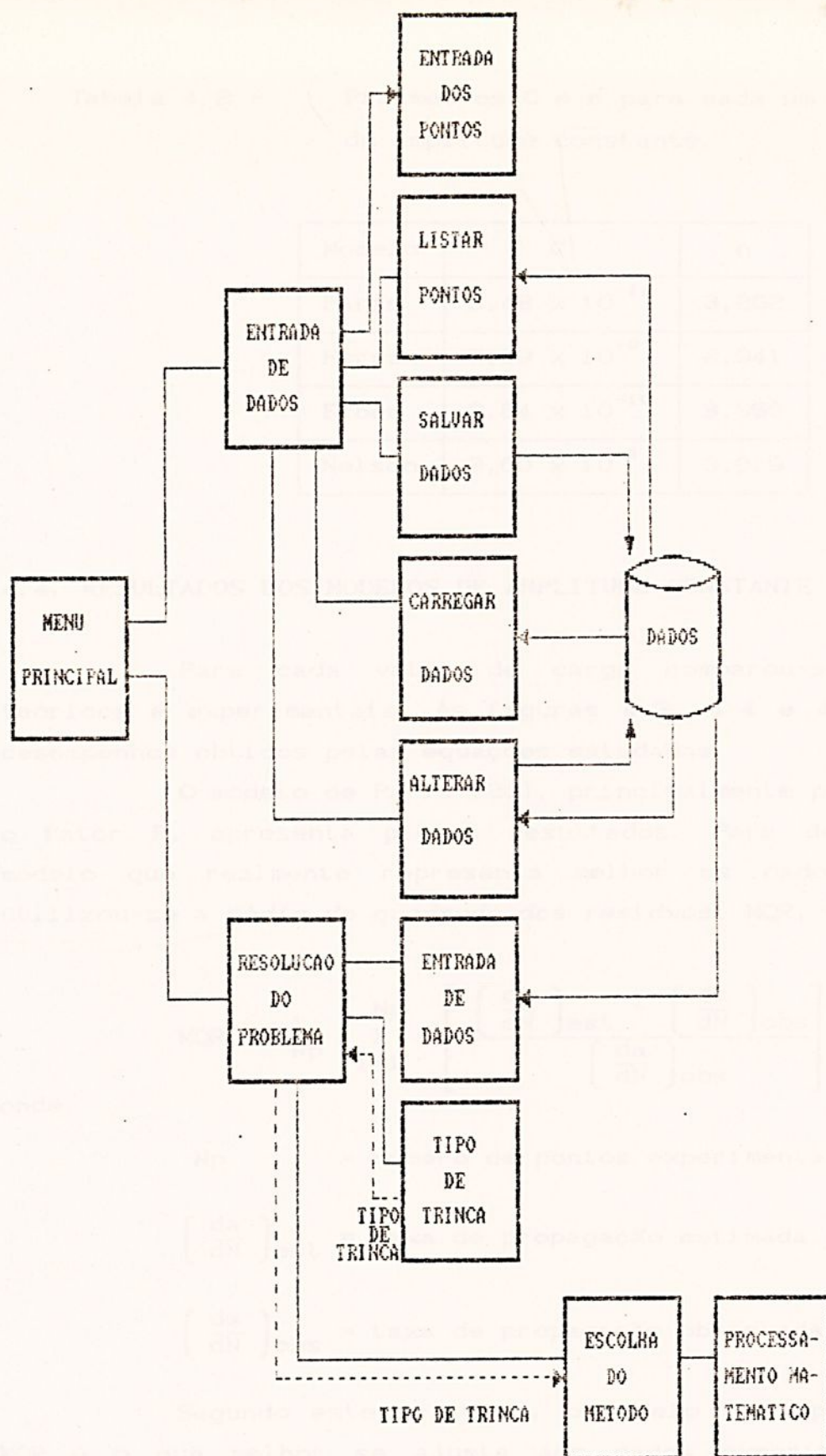


Figura 4.2 - Fluxograma geral do sistema Amplicom.

Tabela 4.2 - Parâmetros C e n para cada um dos modelos de amplitude constante.

Modelo	C	n
Paris	$8,48 \times 10^{-11}$	3,262
Forman	$7,39 \times 10^{-9}$	2,941
Elber	$2,64 \times 10^{-10}$	3,350
Nelson	$3,60 \times 10^{-8}$	3,019

4.4. RESULTADOS DOS MODELOS DE AMPLITUDE CONSTANTE

Para cada valor de carga comparou-se os resultados teóricos e experimentais. As figuras 4.3, 4.4 e 4.5 demonstram os desempenhos obtidos pelas equações estudadas.

O modelo de Paris [26], principalmente por não incorporar o fator R, apresenta piores resultados. Para determinar qual o modelo que realmente representa melhor os dados experimentais, utilizou-se a *média do quadrado dos resíduos*, MQR, definida como:

$$MQR = \frac{1}{N_p} \sum_{i=1}^{N_p} \left[\frac{\left(\frac{da}{dN} \right)_{est} - \left(\frac{da}{dN} \right)_{obs}}{\left(\frac{da}{dN} \right)_{obs}} \right]^2 \quad 4.5$$

onde:

N_p = número de pontos experimentais

$\left(\frac{da}{dN} \right)_{est}$ = taxa de propagação estimada pelo modelo

$\left(\frac{da}{dN} \right)_{obs}$ = taxa de propagação observada no ensaio

Segundo este critério, o modelo que apresentar o menor MQR é o que melhor se ajusta aos dados experimentais [75]. Os valores de MQR calculados para cada modelo estão indicados na tabela 4.3.



Tabela 4.3 - Resultados dos valores de resíduos para cada um dos modelos de amplitude constante.

Equações	M. R. Q.
Paris	0,1419
Forman	0,0439
Elber	0,0582
Nelson	0,0451

Como pode ser observado, os modelos de Forman e Nelson apresentam os menores resíduos. Isto vem comprovar os excelentes resultados obtidos por Voorwald, H. J. C. [25] e Pinto, C. C. E. [22], que respectivamente usaram estes modelos em suas publicações.

Embora o modelo de Forman tenha sido ligeiramente melhor que o modelo de Nelson o segundo será empregado por apresentar uma base física mais sólida, já que incorpora na sua equação a tenacidade à fratura, K_c , e o parâmetro U das tensões de fechamento de Elber. Este último permite adaptar o modelo de Nelson para a equação de amplitude variável proposto por P. D. Bell at all [76] que incorpora este princípio para explicar e modelar o retardo que ocorre na seqüência descendente de carregamento.

Substituindo-se os parâmetros C e n na equação 4.4, tem-se a seguinte expressão:

$$\frac{da}{dN} = \frac{3,6 \times 10^{-8} \cdot (U \cdot \Delta K)^{3,019}}{91,1 - K_{\text{máx}}} \quad 4.6$$

onde, $U = 0,5 + 0,4R$.

A equação 4.6 será utilizada para todos os modelos de retardo que serão estudados aqui.



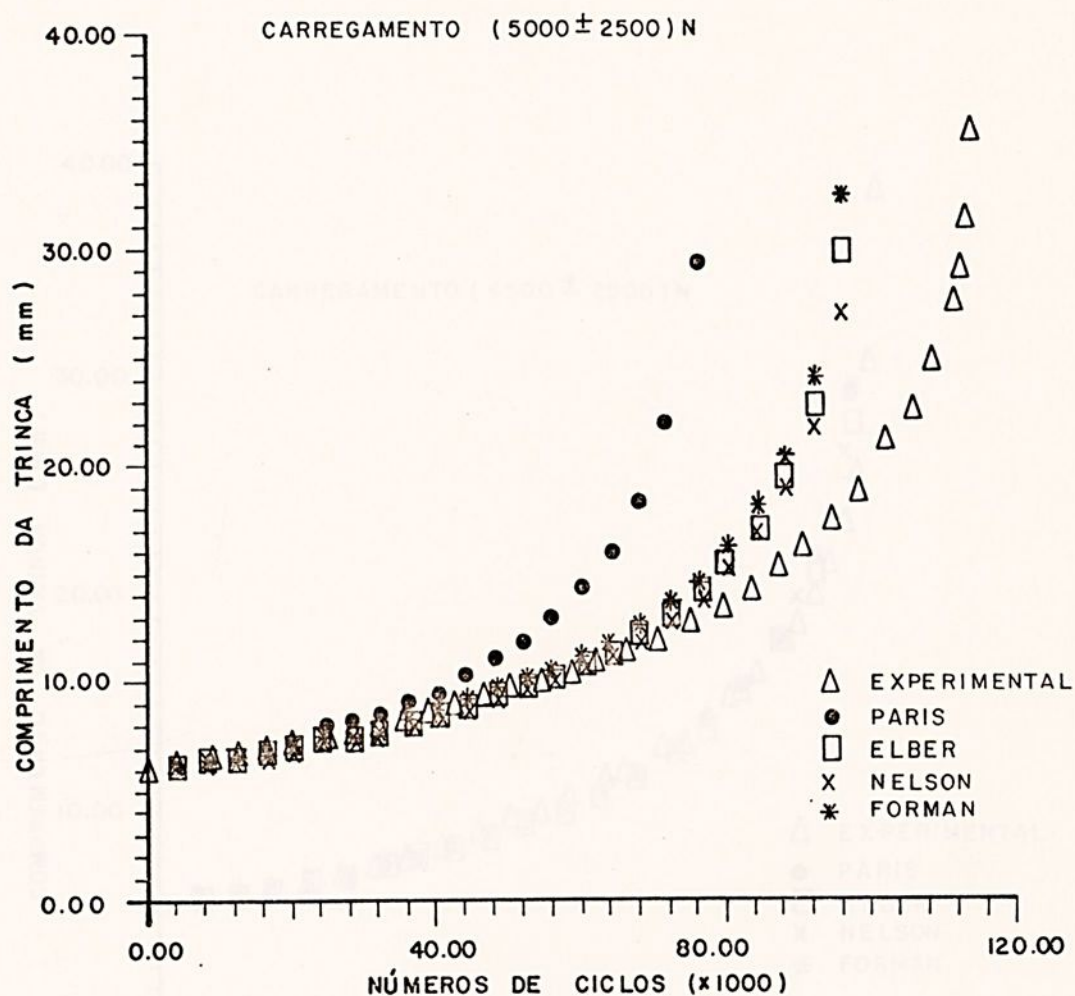


Figura 4.3 - Comparação dos resultados experimentais com os teóricos para as equações de Paris, Forman, Elber e Nelson para o carregamento de $(5000 \pm 2500) \text{ N}$.

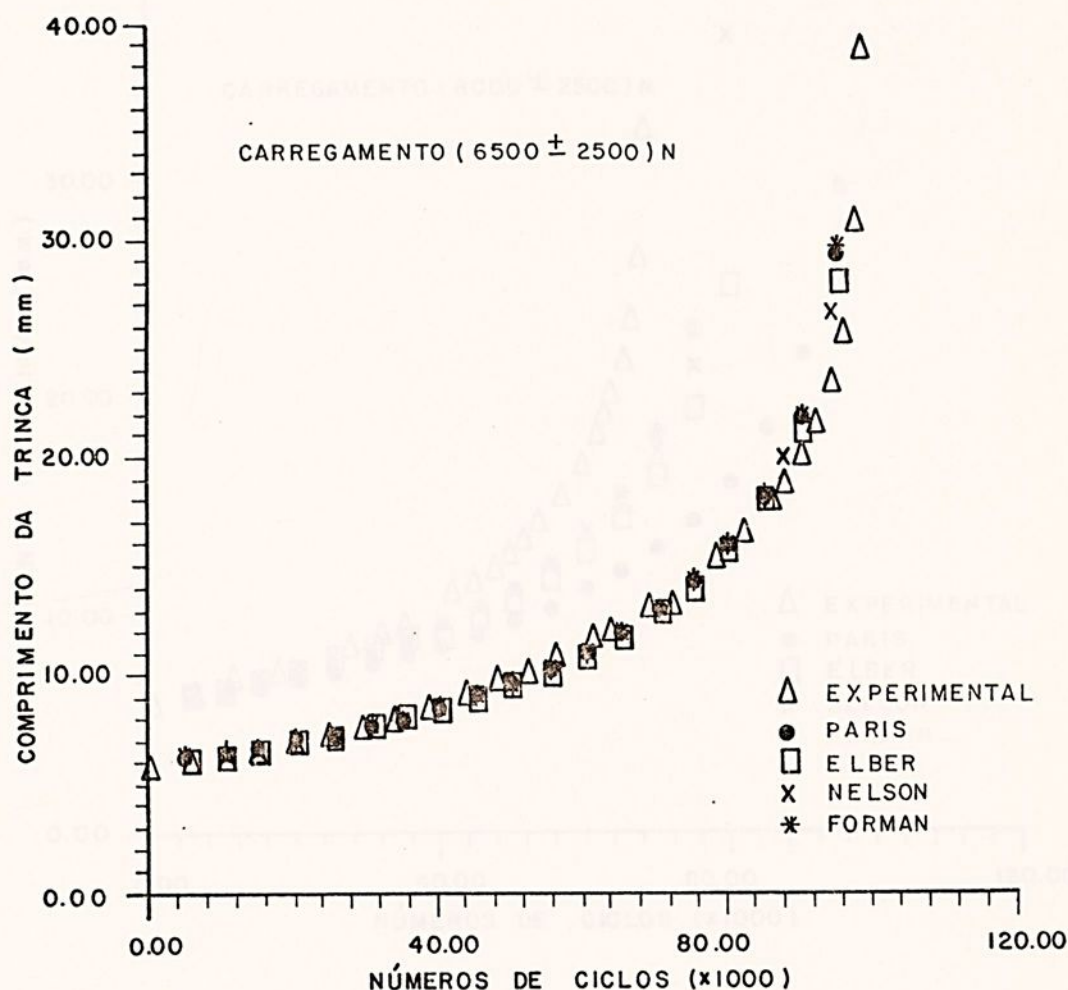


Figura 4.4 - Comparação dos resultados experimentais com os teóricos para as equações de Paris, Forman, Elber e Nelson para o carregamento de (6500 ± 2500) N.

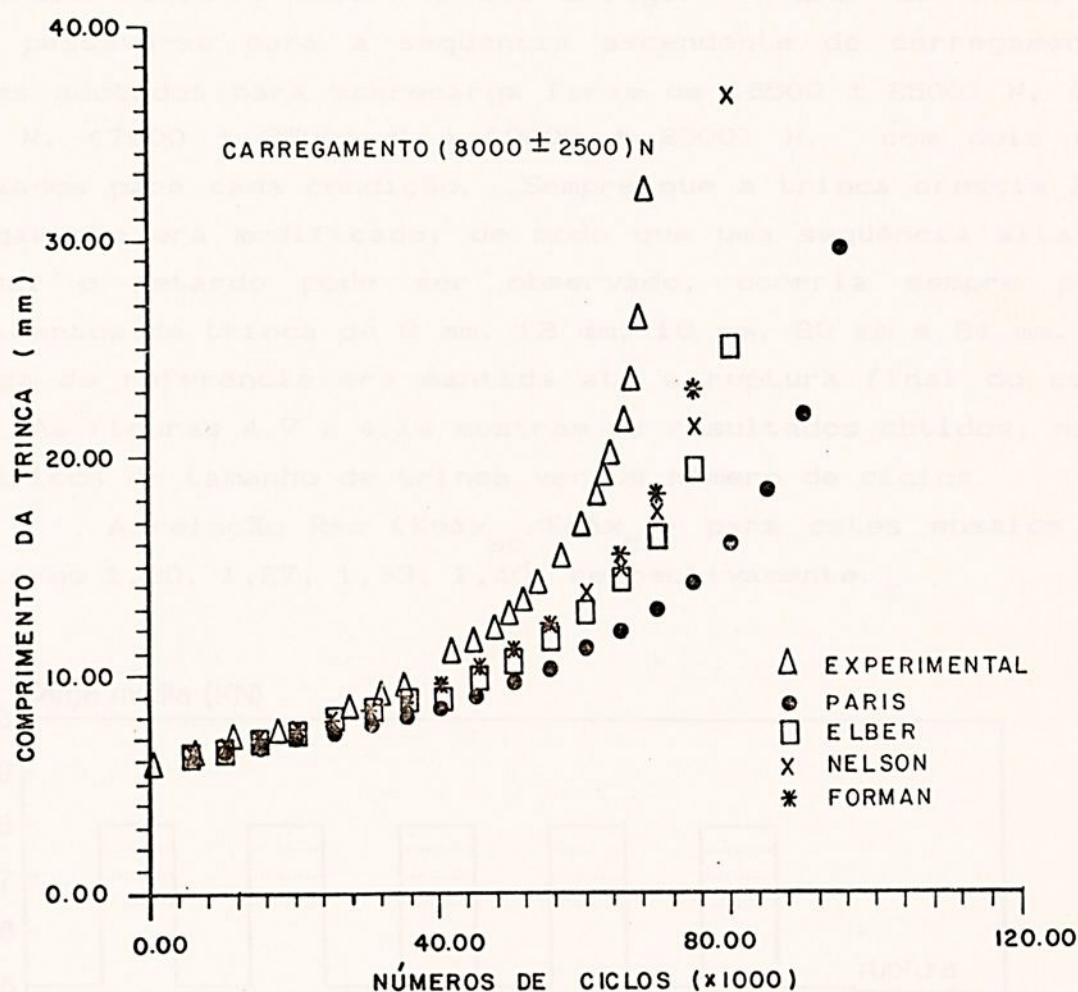


Figura 4.5 - Comparação dos resultados experimentais com os teóricos para as equações de Paris, Forman, Elber e Nelson para o carregamento de (8000 ± 2500) N.



4.5. ENSAIOS DE AMPLITUDE VARIÁVEL

A influência dos valores de sobrecarga no número de ciclos de retardo [25,43,49,51,52] influenciou a decisão com relação ao programa de ensaios utilizado nesta fase do trabalho. A figura 4.6 mostra o programa de ensaios adotado para esta análise.

A trinca era nucleada em frequência de 10 Hz na carga de referência (5000 ± 2500) N, até atingir o valor de 6 mm, quando então passava-se para a sequência ascendente de carregamento. Os valores adotados para sobrecarga foram de (6500 ± 2500) N, (7000 ± 2500) N, (7500 ± 2500) N e (8000 ± 2500) N, com dois ensaios realizados para cada condição. Sempre que a trinca crescia 2 mm, o carregamento era modificado, de modo que uma sequência alta-baixa, na qual o retardo pode ser observado, ocorria sempre para os comprimentos de trinca de 8 mm, 12 mm, 16 mm, 20 mm e 24 mm, quando a carga de referência era mantida até a ruptura final do corpo de prova. As figuras 4.7 a 4.14 mostram os resultados obtidos, na forma de gráficos de tamanho de trinca versus número de ciclos.

A relação R_{sc} ($K_{máx_{sc}}/K_{máx_{cr}}$) para estes ensaios assume os valores 1,20, 1,27, 1,33, 1,40, respectivamente.

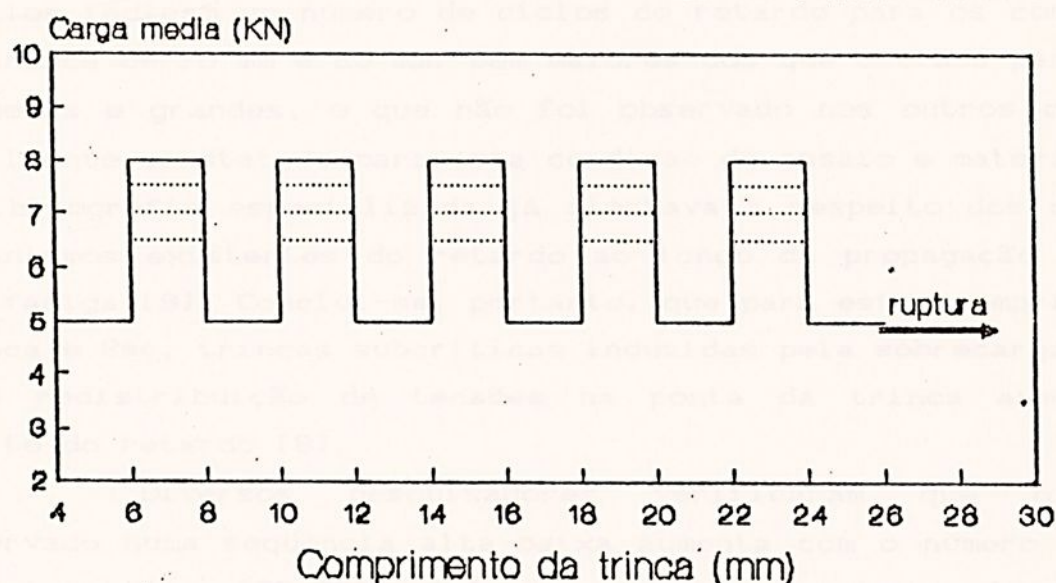


Figura 4.6 - Programa de ensaios adotado.

O número de ciclos necessários para que a trinca percorra cada 2 mm em amplitude constante para as cargas de (5000 ± 2500) N, (6500 ± 2500) N e (8000 ± 2500) N, são comparados com o programa de ensaio realizado em amplitude variável, com as sobrecargas de (6500 ± 2500) N e (8000 ± 2500) N na tabela 4.4.

É facilmente observado que o número de ciclos necessário para que a trinca percorra 2 mm na carga de referência, após receber o bloco de sobrecarga, é muito maior do que se estivesse submetido apenas ao carregamento de amplitude constante (Tabela 4.4).

Pelas figuras 4.7 a 4.14 e tabela 4.4 é constatado que há influência do valor da sobrecarga no número de ciclos de retardo. Mais especificamente, quanto maior a relação de sobrecarga, R_{sc} , maior o retardo.

Voorwald [25] trabalhando com o mesmo material e condições de ensaio, demonstra que a relação R_{sc} menor que 1,2 não apresenta praticamente retardo na propagação da trinca e valores R_{sc} maiores que 1,6, a trinca simplesmente pára de crescer.

Verificou-se, sobretudo para o valor de $R_{sc} = 1,4$ que, para trincas de tamanho intermediário (valores de K alto), o mecanismo de retardo é bastante diferente. O que acontece é um efetivo aumento do efeito do retardo, visto que os resultados dos ensaios indicam um número de ciclos de retardo para os comprimentos da trinca de 16 mm e 20 mm, bem maiores dos que obtidos para trincas pequenas e grandes, o que não foi observado nos outros casos. Foi facilmente constatado para esta condição de ensaio e material, o que a bibliografia especializada já alertava a respeito dos diferentes mecanismos existentes do retardo ao longo da propagação de trinca por fadiga [8]. Conclui-se, portanto, que para estes comprimentos de trinca e R_{sc} , trincas subcríticas induzidas pela sobrecarga resultam numa redistribuição de tensões na ponta da trinca aumentando o efeito do retardo [8].

Diversos pesquisadores verificaram que o retardo observado numa seqüência alta-baixa aumenta com o número de ciclos na carga alta [23,76], até que atinja um número de ciclos de saturação, N_{sat} , acima do qual um incremento no número de ciclos na carga alta não provoca nenhum retardo adicional. Neste trabalho, o



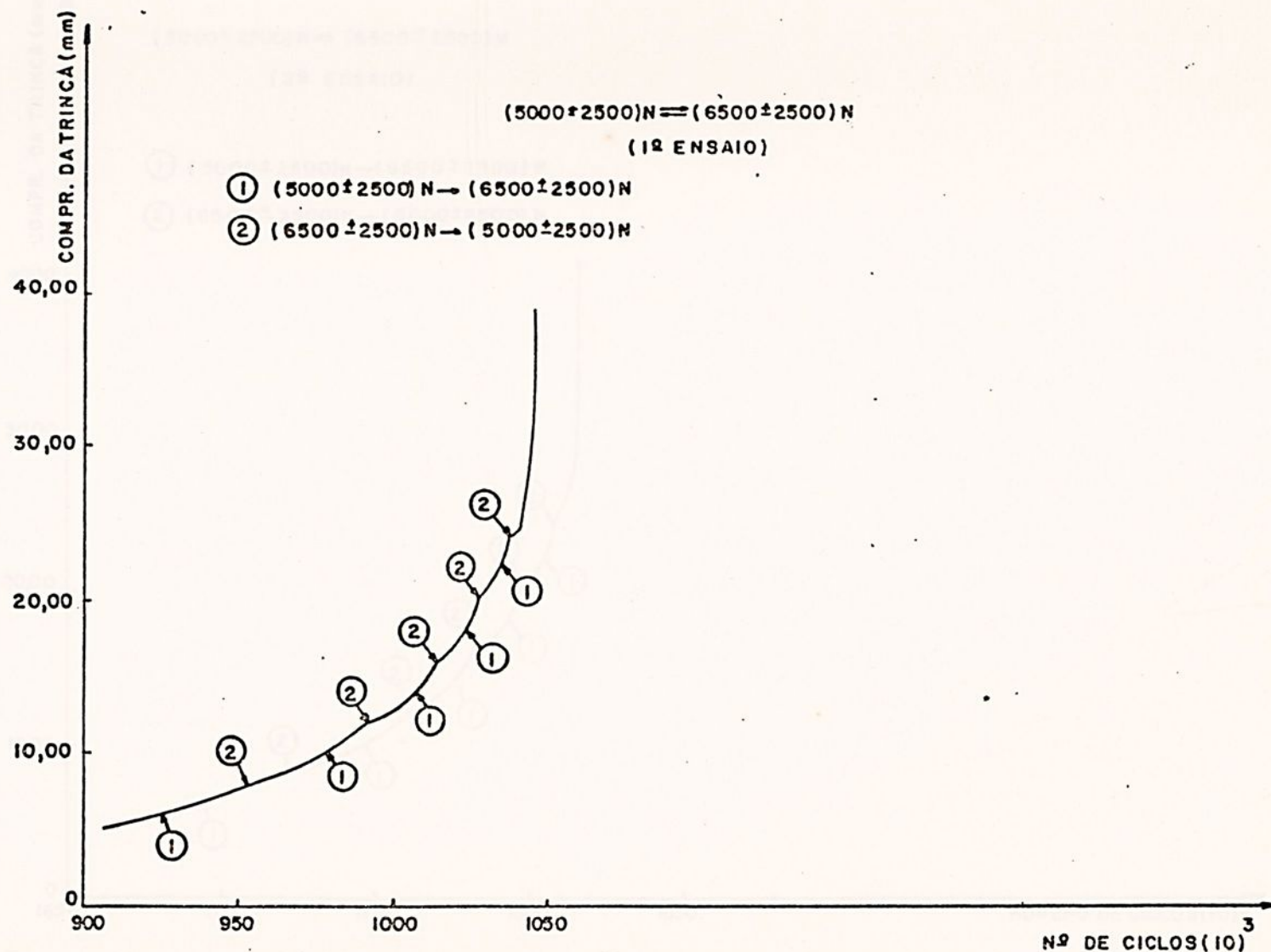


Figura 4.7 - Curva do comprimento da trinca versus número de ciclos.

$(5000 \pm 2500)N \rightleftharpoons (6500 \pm 2500)N$ - 1º ensaio.

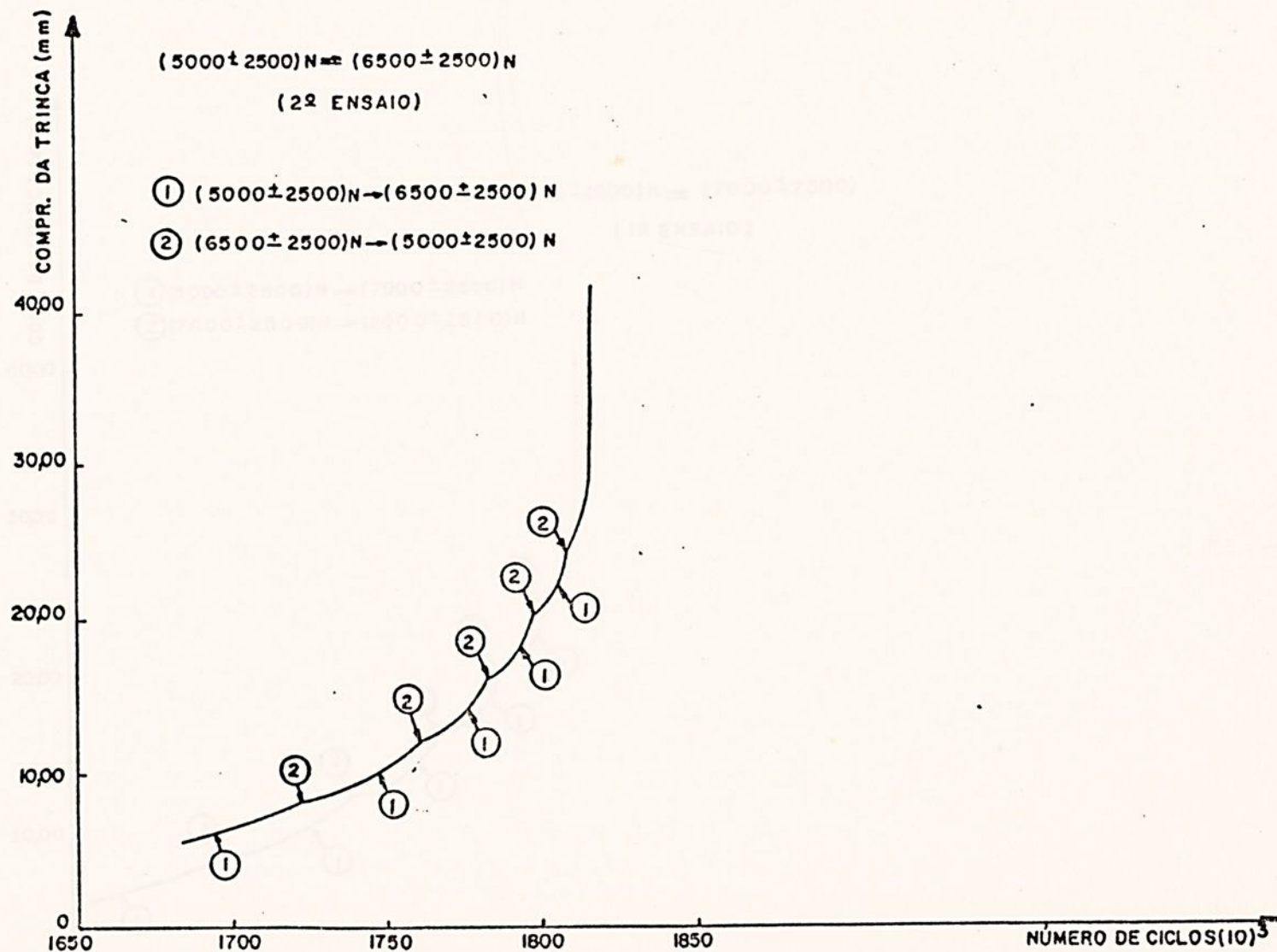


Figura 4.8 - Curva do comprimento da trinca versus número de ciclos.
 $(5000 \pm 2500) N \rightleftharpoons (6500 \pm 2500) N$ - 2º ensaio.

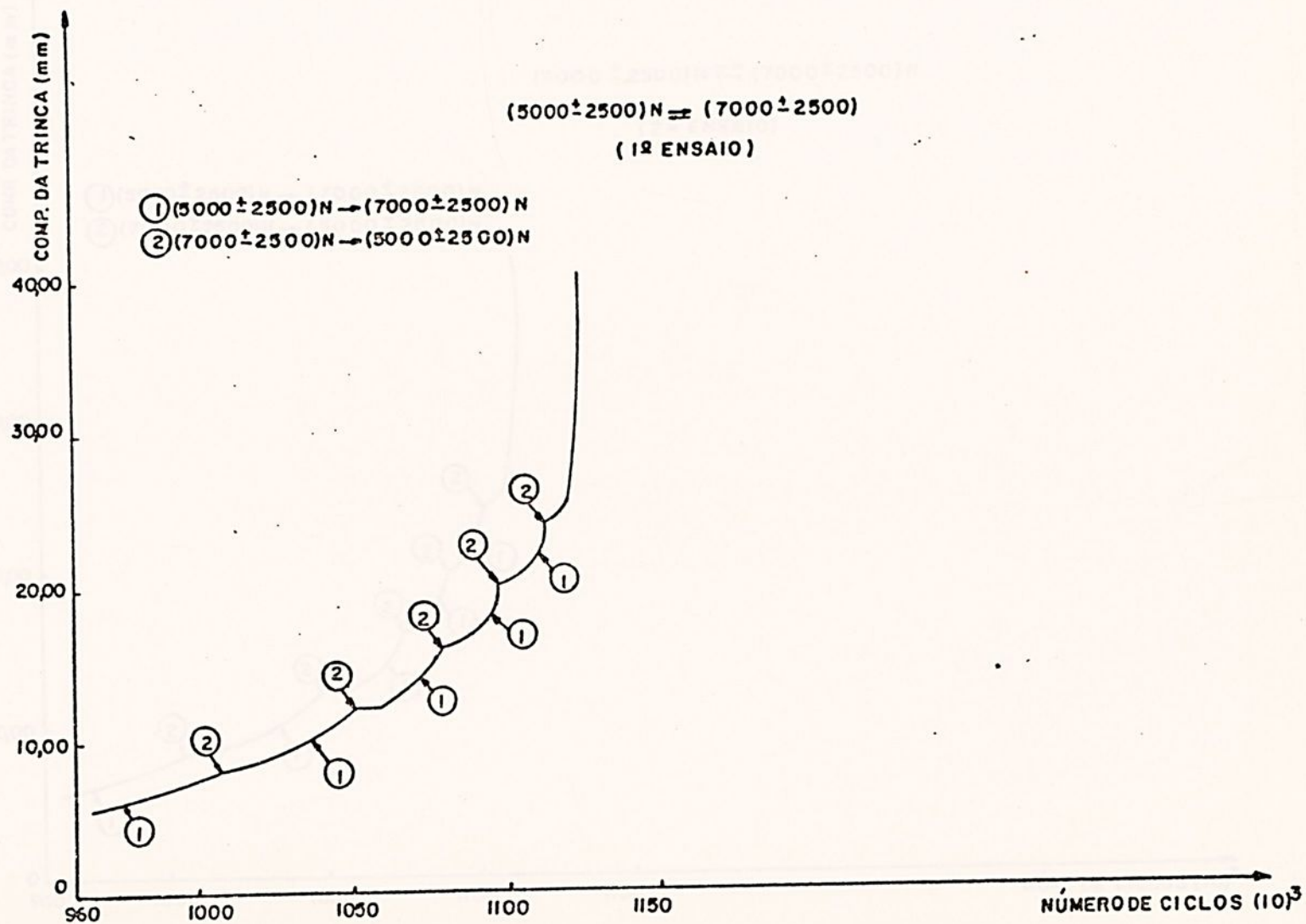


Figura 4.9 - Curva do comprimento da trinca versus número de ciclos.
(5000 ± 2500) N ↔ (7000 ± 2500) N - 1^o ensaio.

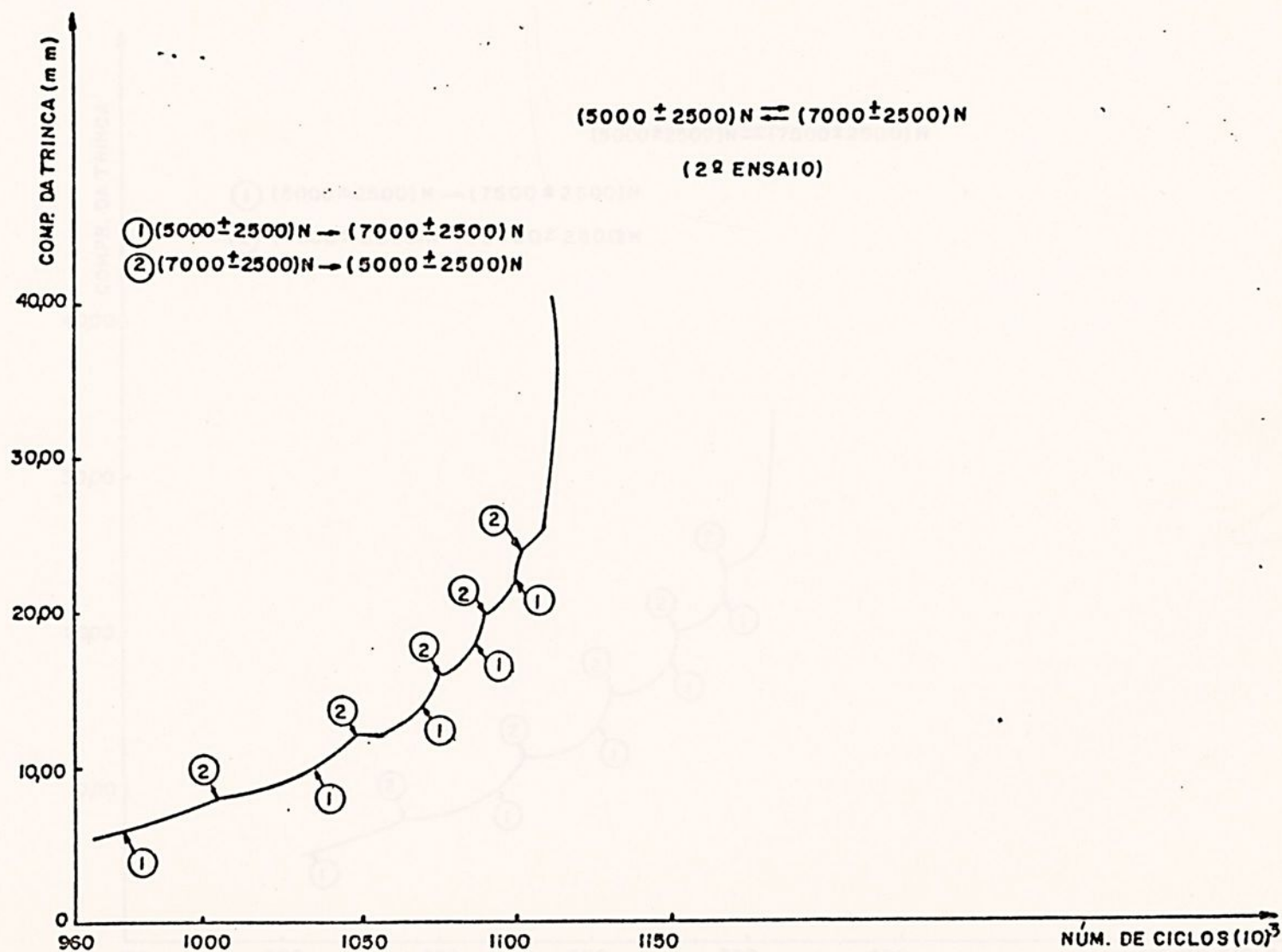


Figura 4.10 - Curva do comprimento da trinca versus número de ciclos.
(5000 ± 2500) N $\rightleftharpoons$ (7000 ± 2500) N - 2º ensaio.

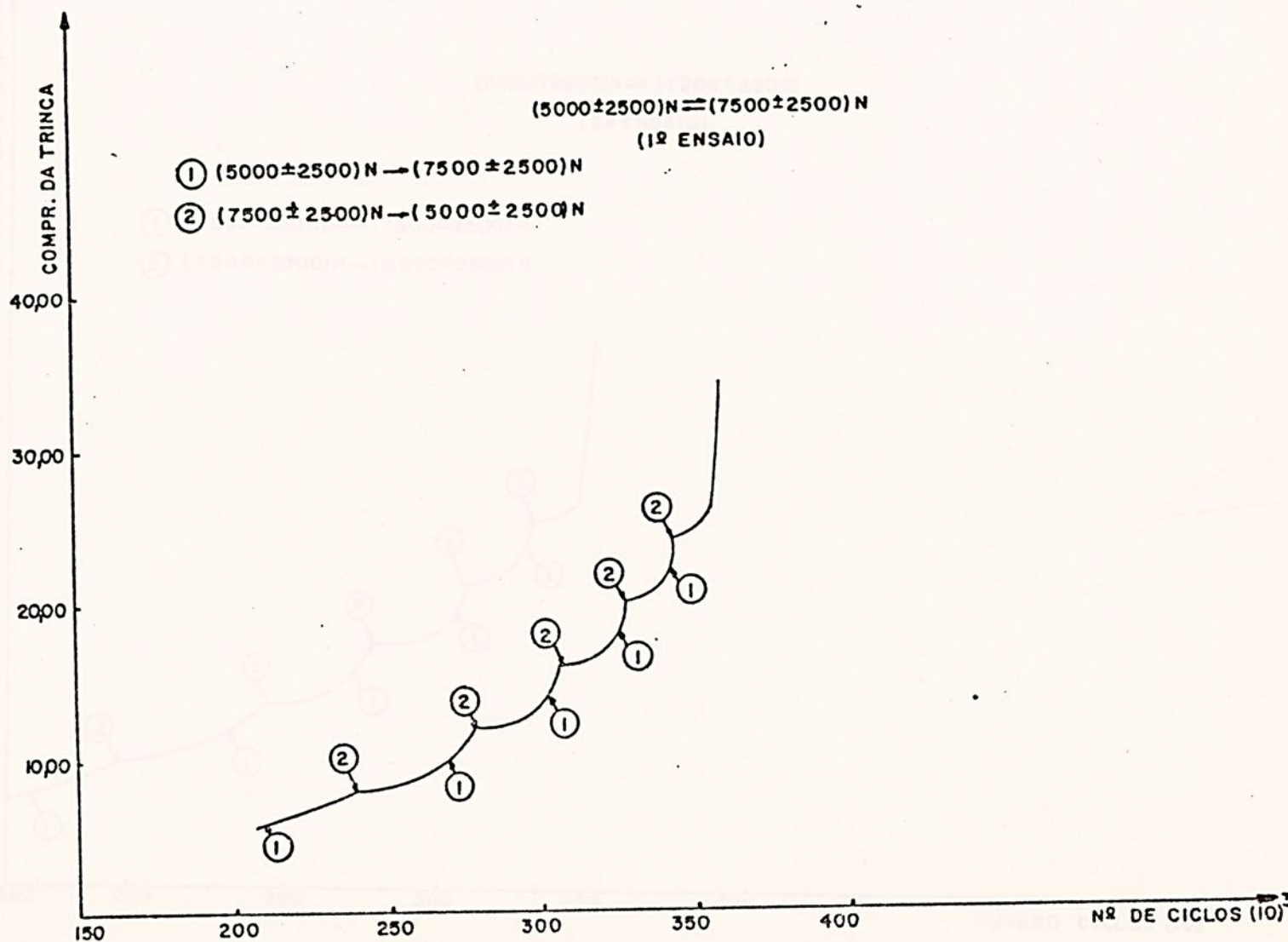


Figura 4.11 - Curva do comprimento da trinca versus número de ciclos.

$(5000 \pm 2500)N \rightleftharpoons (7500 \pm 2500)N$ - 1º ensaio.

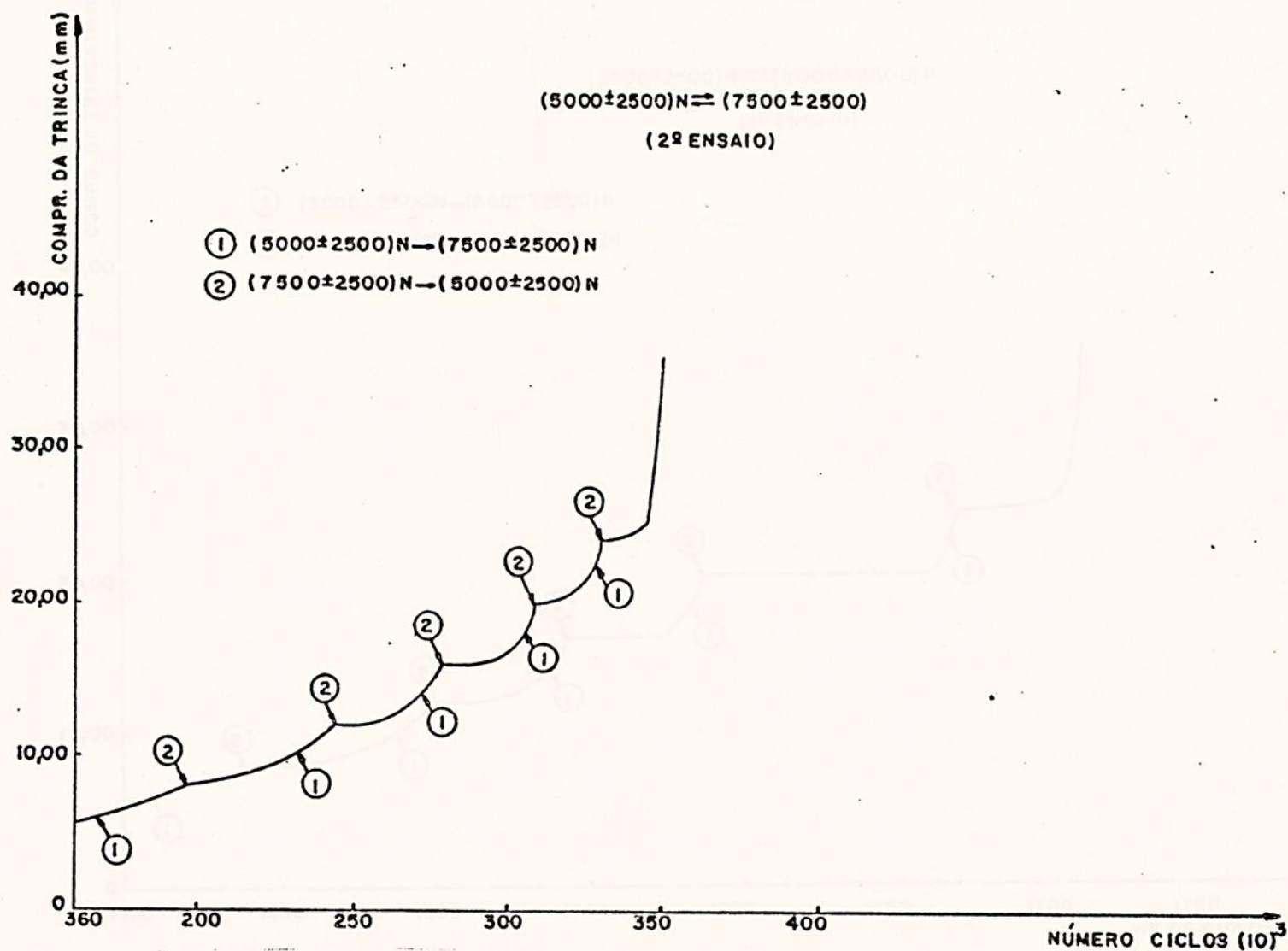


Figura 4.12 - Curva do comprimento da trinca versus número de ciclos.

$(5000 \pm 2500) N \rightleftharpoons (7500 \pm 2500) N$ - 2º ensaio.

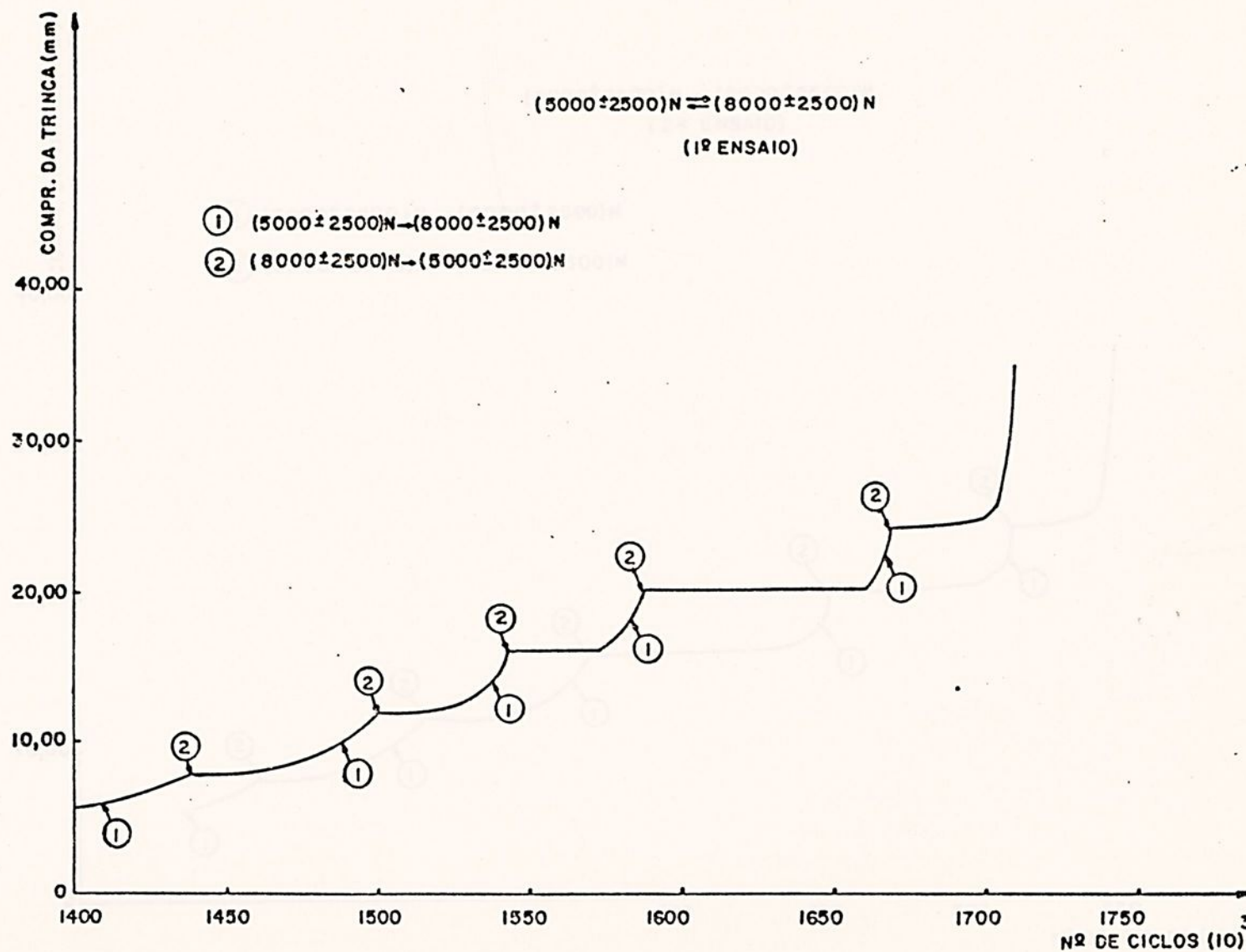


Figura 4.13 - Curva do comprimento da trinca versus número de ciclos.

$(5000 \pm 2500) N \rightleftharpoons (8000 \pm 2500) N$ - 1ª ensaio.

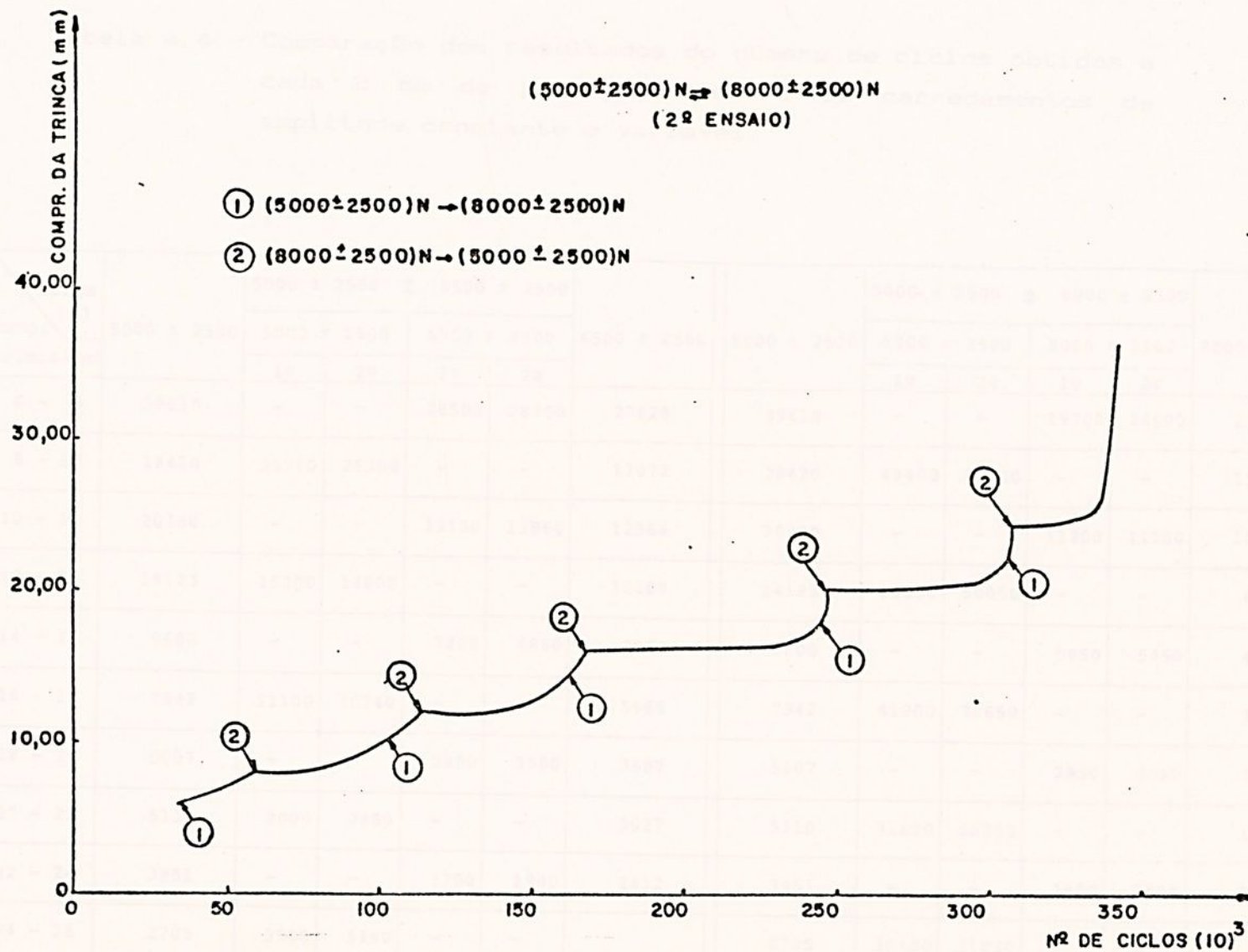


Figura 4.14 - Curva do comprimento da trinca versus número de ciclos.

$(5000 \pm 2500) N \rightleftharpoons (8000 \pm 2500) N$ - 2º ensaio.

Tabela 4.4 - Comparação dos resultados do número de ciclos obtidos a cada 2 mm de propagação entre os carregamentos de amplitude constante e variável.

Carga (N) comp. trinca(mm)	5000 ± 2500	5000 ± 2500 ± 6500 ± 2500				6500 ± 2500	5000 ± 2500	5000 ± 2500 ± 8000 ± 2500				8000 ± 2500
		5000 ± 2500		6500 ± 2500				5000 ± 2500		8000 ± 2500		
		1º	2º	1º	2º			1º	2º	1º	2º	
6 - 8	39610	-	-	28500	28700	27628	39610	-	-	29700	24600	20800
8 - 10	28420	25900	25300	-	-	17072	28420	49400	45300	-	-	13954
10 - 12	20380	-	-	13100	13860	12964	20380	-	-	11200	11100	10046
12 - 14	14123	15300	14600	-	-	10109	14123	38600	50050	-	-	6000
14 - 16	9600	-	-	7200	6860	7079	9600	-	-	5850	5450	4529
16 - 18	7942	11100	10740	-	-	5668	7942	41900	78650	-	-	3271
18 - 20	5607	-	-	3400	3500	3687	5607	-	-	2950	2550	2200
20 - 22	5110	8000	7460	-	-	3027	5110	81600	60300	-	-	1500
22 - 24	3951	-	-	1700	1840	2412	3951	-	-	1400	1650	1466
24 - 26	2705	5500	5490	-	-	3085	2705	36400	31030	-	-	1034
26 - R	4886	3440	3150	-	-		4886	5170	4200	-	-	

número de ciclos na carga alta foi o necessário para provocar um incremento no comprimento da trinca de 2mm, o que resultou em milhares de ciclos.

P.D. Bell e A. Wolfman [76] verificaram, para uma liga de alumínio da série 2XXX, um N_{sat} muito baixo (13 ciclos). Portanto, neste trabalho estamos com o máximo retardo possível para as relações de sobrecargas adotadas.

Facilmente observa-se que a aceleração no crescimento da trinca por fadiga, que seguramente ocorre, quando se passa da carga de referência para carga alta, se estabiliza mais rapidamente, comparados ao efeito do retardo. Voorwald [77] constata que a aceleração em da/dN ocorre em alguns poucos ciclos e pode ser observado pelo espaçamento de estrias da amostra. Portanto, o retardo é sem dúvida o efeito de interação mais importante a ser estudado, já que este interfere mais significativamente no tempo de vida útil da estrutura submetida a um espectro de carregamento variável [77].

Outro fator importante analisado foi o quase inexistente espalhamento dos resultados para os ensaios realizados (foram feitos 2 em cada condição). Para a análise e discussão dos resultados nos modelos das tensões de fechamento, Wheeler e Willenborg, que será feita a seguir, utilizou-se aleatoriamente um ensaio para cada valor de R_{sc} estudado como fator de comparação teórico-experimental.

4.6. ESTUDO E IMPLEMENTAÇÃO DOS MODELOS DE RETARDO

4.6.1. Introdução

Como já foi comprovado, o retardo na propagação de trinca por fadiga dada sua importância na vida útil de uma estrutura, merece ser investigado, procurando-se um modelo matemático que represente bem este fenômeno. Este trabalho objetiva testar os modelos mais importantes baseados no conceito de K equivalente que aplicado em uma equação de amplitude constante represente o comportamento geral da trinca. No item 4.4 foi escolhido para



incorporar as modificações do K equivalente à equação de Nelson e Fuchs [34]. Os modelos que se encaixam no conceito de K equivalente e que serão analisados aqui são os de Willenborg [60], tensões de fechamento (Elber) [61,76] e Wheeler [62], onde se procura analisar e discutir seus desempenhos para os dados experimentais existentes.

Como a maioria dos modelos aqui apresentados, incorporam o efeito da zona plástica no retardo, uma discussão sobre o cálculo desta deve ser feita primeiramente. Em seguida o desenvolvimento de cada modelo será analisado.

4.6.2. Análise da zona plástica criada na ponta da trinca pelos carregamentos.

Para o cálculo da zona plástica é necessário averiguar as condições no interior do material. Para que esta seja assumida em tensão plana, é necessário que seu tamanho seja superior a espessura da chapa considerada (no nosso caso 1,27 mm). Uma análise da figura 4.15, entretanto, mostra que o tamanho da zona plástica devido a carga alta (calculada em tensão plana) para todas as condições de retardo, indica que não há condições de tensão plana para as regiões de baixo K (trincas com 8 mm, 12 mm e em alguns casos de 16 mm). As duas linhas horizontais no gráfico, indicam que acima da linha superior há condições de tensão plana e abaixo da linha inferior há condições de deformação plana. Pode-se observar que, para nenhuma das condições aqui estudadas ocorre deformação plana e que a metade dos ensaios realizados cai numa região de transição entre deformação plana e tensão plana.

Para o cálculo do tamanho da zona plástica na região de transição C.C.E. PINTO JR propôs uma expressão que supõe uma relação linear nesta região [22].

Os cálculos dos novos tamanhos da zona plástica para carga alta, considerando os casos que se encontram na região de transição, podem ser vistos na tabela 4.5.



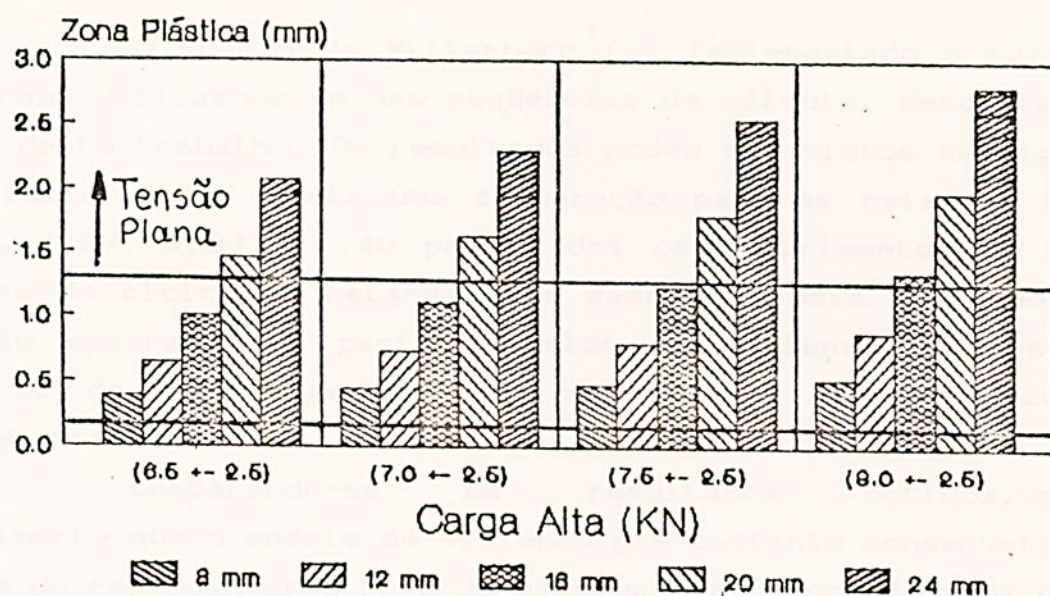


Figura 4.15 - Tamanho da zona plástica induzida pela carga alta (calculada para o estado de tensão plana).

Tabela 4.5 - Raios plásticos (Valores em m) calculados para as condições estudadas (espessura $1,27 \times 10^{-3}$ m)

Comp. de trinca (mm) \ Rsc	1,2	1,27	1,33	1,4
8 - 10	$2,823 \cdot 10^{-4}$ T	$3,319 \cdot 10^{-4}$ T	$3,842 \cdot 10^{-4}$ T	$4,393 \cdot 10^{-4}$ T
12 - 14	$4,191 \cdot 10^{-4}$ T	$6,575 \cdot 10^{-4}$ T	$7,450 \cdot 10^{-4}$ T	$8,369 \cdot 10^{-4}$ T
16 - 18	$9,558 \cdot 10^{-4}$ T	$1,080 \cdot 10^{-3}$ T	$1,216 \cdot 10^{-3}$ T	$1,360 \cdot 10^{-3}$ TP
20 - 22	$1,455 \cdot 10^{-3}$ TP	$1,621 \cdot 10^{-3}$ TP	$1,796 \cdot 10^{-3}$ TP	$1,980 \cdot 10^{-3}$ TP
24 - 26	$2,060 \cdot 10^{-3}$ TP	$2,300 \cdot 10^{-3}$ TP	$2,549 \cdot 10^{-3}$ TP	$2,810 \cdot 10^{-3}$ TP

T: Calculada na zona de transição TP: Calculada em tensão plana

4.6.3. Implementação do modelo de Willenborg

O modelo de Willenborg foi implementado a partir de um programa utilizando-se das seqüências de cálculo, descritas no item 2.34 deste trabalho. Os resultados podem ser vistos na figura 4.16. Foi feita nesta tabela uma comparação para as relações de Rsc de 1.20, 1.27, 1.33 e 1.40 para todos os comprimentos de trinca. O número de ciclos de retardo para cada caso está indicado acima da região escura e na parte superior das colunas apresentam-se os números de ciclos necessários para que a trinca percorra cada incremento de 2 mm.

Comparando-se os resultados obtidos, verifica-se facilmente que o modelo de Willenborg é bastante conservativo e está longe de representar o retardo efetivamente ocorrido. Uma das razões deste desempenho do modelo é que este foi desenvolvido para apenas um pico de sobrecarga e não para blocos de sobrecarga. Resta salientar que fica claro neste mesmo trabalho o porquê de ser tão usado este modelo pela literatura, uma vez que sem dúvida nenhuma, ele estará sempre a favor da segurança do comportamento mecânico, no que diz respeito ao número de ciclos na propagação de trincas por fadiga.

4.6.4. Implementação do modelo das tensões de fechamento

Para a implementação do modelo de Elber, que baseia-se na forma e condições de estabilização das tensões de fechamento, duas questões precisam ser respondidas:

- a) A distância necessária que a trinca deve percorrer até a estabilização da tensão de fechamento e
- b) a forma de variação da tensão de fechamento até sua estabilização.



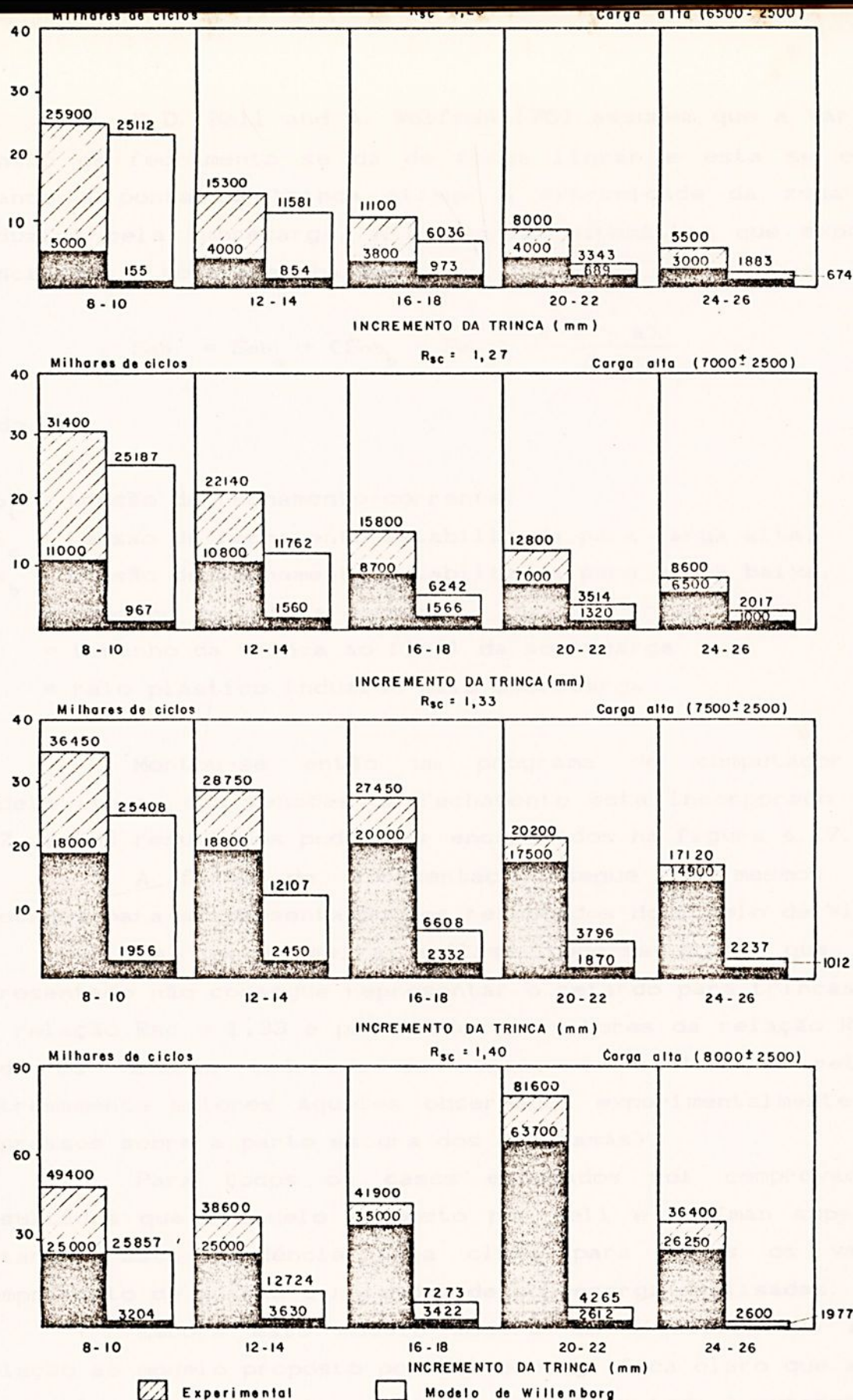


Figura 4.16 - Resultados do modelo de Willenborg.

P.D. Bell and A. Wolfman [76] assumem que a variação da tensão de fechamento se dá de forma linear e esta se estabiliza quando a ponta da trinca atinge a extremidade da zona plástica induzida pela sobrecarga. A expressão matemática que exprime suas conclusões é mostrada abaixo:

$$Sab_i = Sab_a + (Sab_b - Sab_a) \frac{(a_i - a)}{r_p} \quad 4.7$$

onde:

Sab_i = tensão de fechamento corrente,

Sab_a = tensão de fechamento estabilizada para carga alta,

Sab_b = tensão de fechamento estabilizada para carga baixa,

a_i = tamanho da trinca corrente,

a = tamanho da trinca ao final da sobrecarga

r_p = raio plástico induzido pela sobrecarga

Montou-se então um programa de computador onde o modelo linear das tensões de fechamento está incorporado à equação 4.7, cujos resultados podem ser encontrados na figura 4.17.

A forma de apresentação segue os mesmos critérios adotados para a apresentação dos resultados do modelo de Willenborg.

Em uma primeira análise pode-se notar que o modelo apresentado não consegue representar o retardo para trincas pequenas na relação $Rsc = 1,33$ e para todos os valores da relação $Rsc = 1,40$ onde os valores teóricos do número de ciclos de retardo são extremamente maiores àqueles observados experimentalmente (valores impressos sobre a parte escura dos diagramas).

Para todos os casos estudados foi comprovado pelos resultados que o modelo proposto por Bell e Wolfman superestima o retardo. Esta tendência fica clara para todos os valores de comprimento de trinca e relações de sobrecarga analisadas.

Embora este modelo mostre um significativo avanço em relação ao modelo proposto por Willenborg, fica claro que a hipótese na qual a ponta da trinca precisa percorrer toda a extensão da zona plástica criada pela sobrecarga para que cesse o efeito do retardo

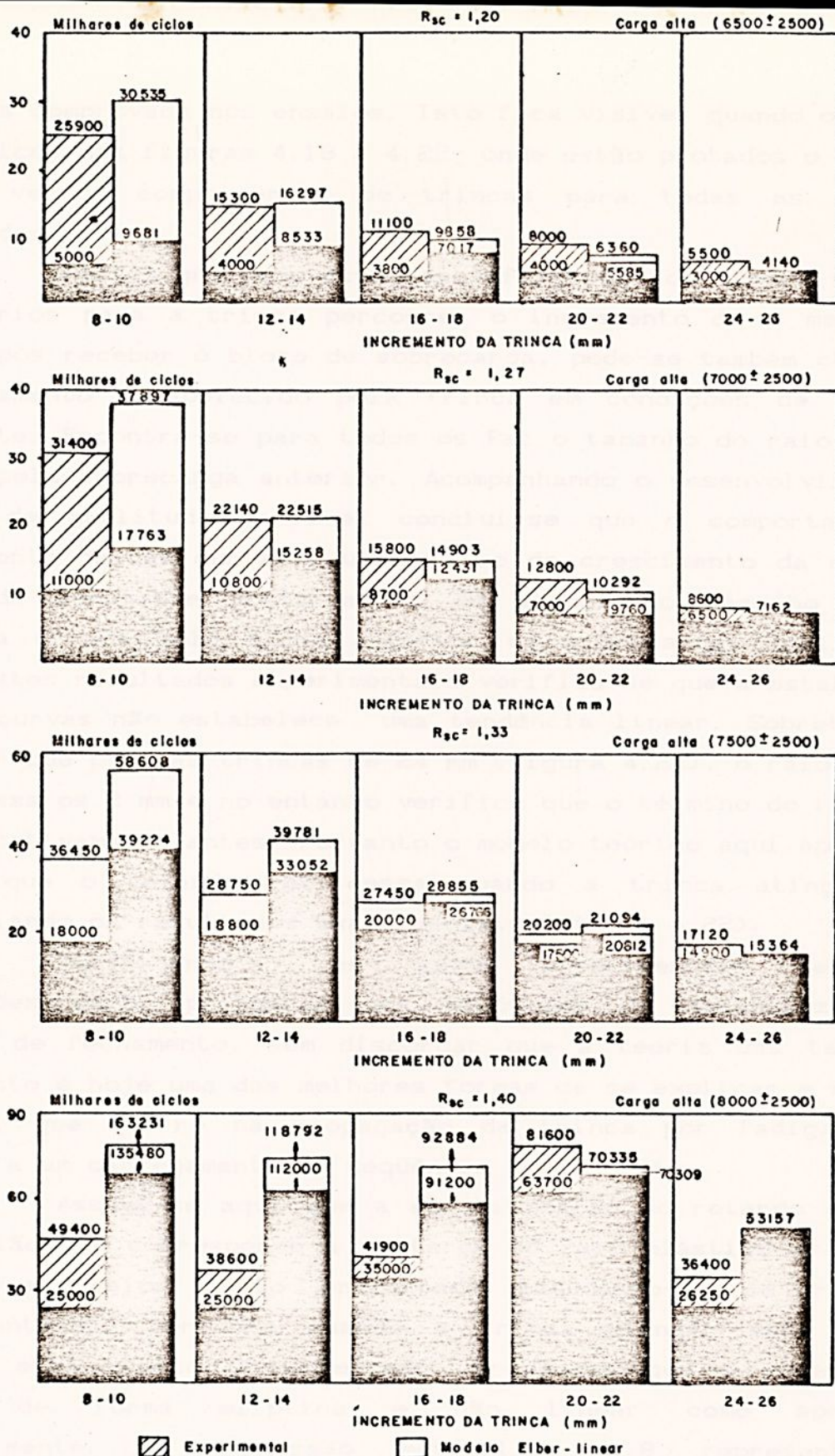


Figura 4.17 - Resultados do modelo das tensões de fechamento (linear).



não fica comprovada nos ensaios. Isto fica visível quando observa-se os gráficos das figuras 4.18 a 4.22 onde estão plotados o número de ciclos versus comprimentos de trincas para todas as condições analisadas.

Nestes gráficos estão as informações do número de ciclos necessários para a trinca percorrer o incremento de 2 mm em carga baixa após receber o bloco de sobrecarga, pode-se também observar o comportamento estabelecido pela trinca em condições de amplitude constante. Encontra-se para todos os Rsc o tamanho do raio plástico criado pela sobrecarga anterior. Acompanhando o desenvolvimento das curvas de amplitude variável conclui-se que o comportamento do crescimento destas curvas iguala-se ao do crescimento da curva sob amplitude constante muito antes de atingir o tamanho da zona plástica criada pelo bloco anterior de sobrecarga. Analisando-se ainda estes resultados experimentais verifica-se que a estabilização destas curvas não estabelece uma tendência linear. Sobretudo vale observar que para as trincas de 24 mm (figura 4.22), o raio plástico ultrapassa os 2 mm e no entanto verifica que o término do retardo dá significativamente antes. Portanto o modelo teórico aqui apresentado indica que o retardo não cessa quando a trinca atinge 26 mm contrariando os resultados experimentais (figura 4.22).

Verificando os dados experimentais levantados, alterações serão propostas nas hipóteses de estabilização das tensões de fechamento, sem discordar que a teoria das tensões de fechamento é hoje uma das melhores formas de se explicar e modelar o retardo, que ocorre na propagação de trinca por fadiga, quando sujeita a um carregamento de sequência descendente.

Assume-se aqui que a estabilização do retardo ocorre em uma região que corresponde a um terço do raio plástico criado pela sobrecarga (valor médio encontrado estudando-se os resultados experimentais). Portanto quando a trinca atingir esta dimensão cessará este efeito de interação. Propõe-se que a estabilização ocorra de forma elíptica e não linear como apresentado anteriormente. A expressão matemática 4.8 representa este comportamento.



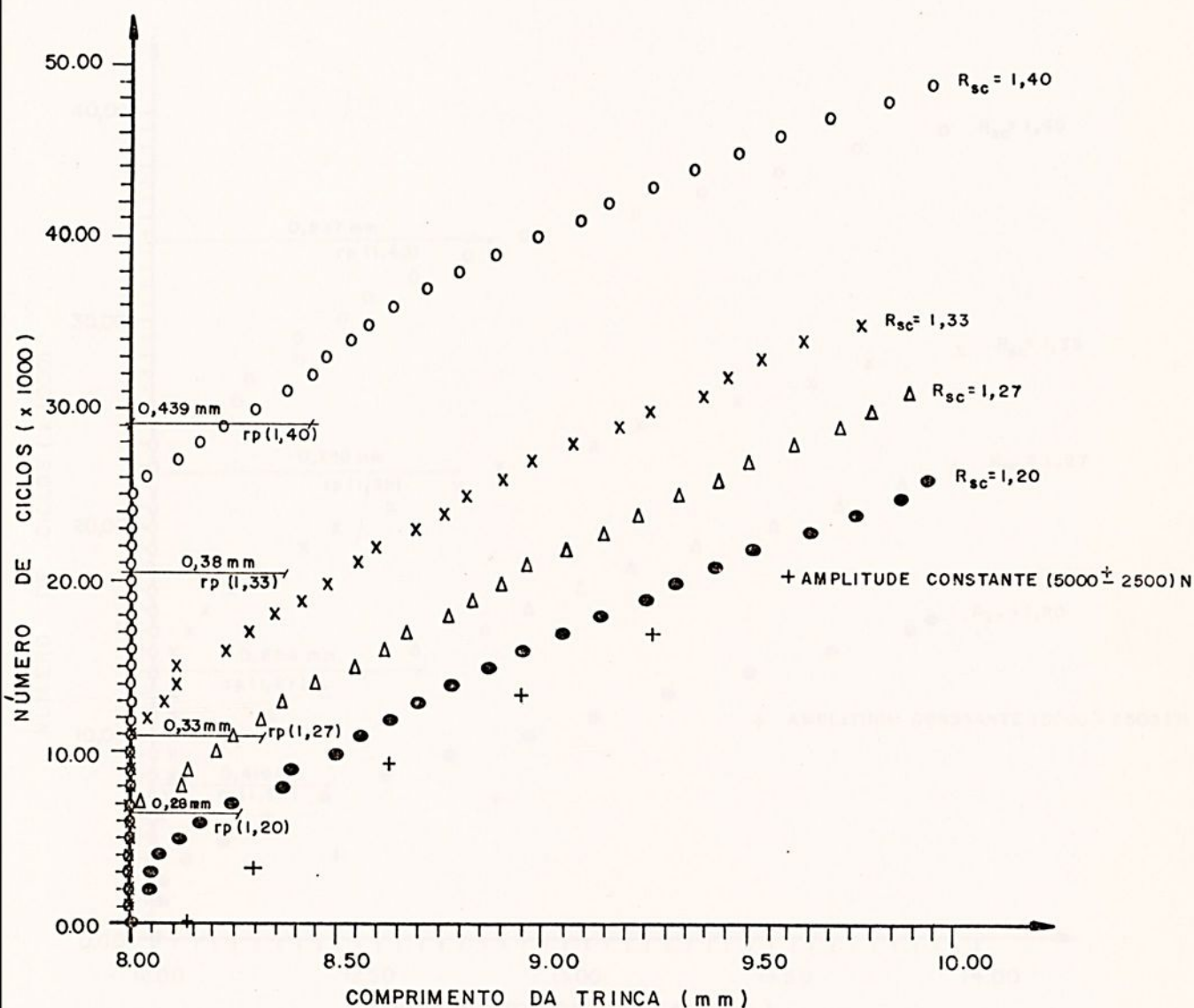


Figura 4.18 - Número de ciclos necessário para que a trinca percorra de 8 mm para 10 mm em todas as relações de sobrecargas e amplitude constante.

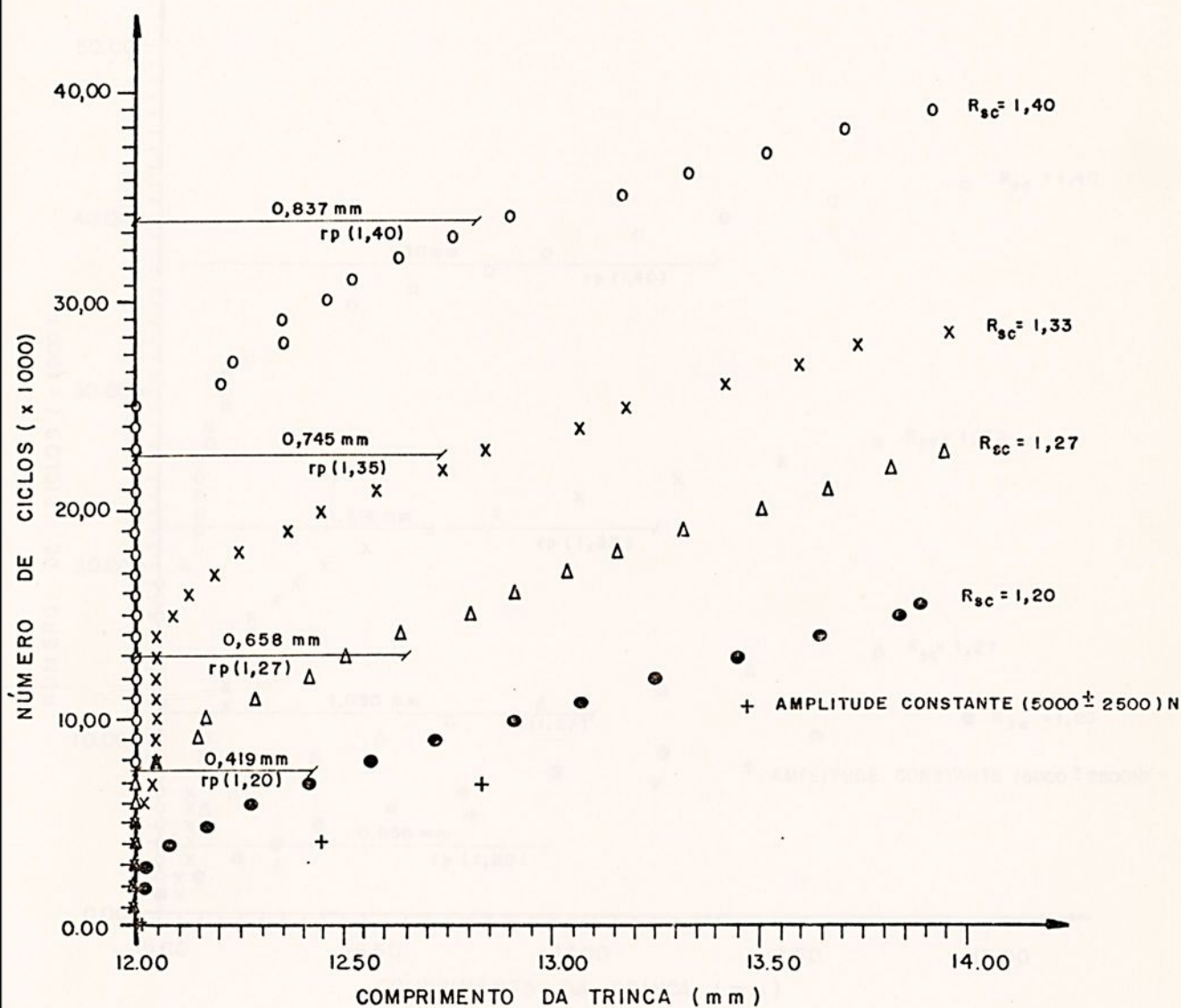


Figura 4.19 - Número de ciclos necessário para que a trinca percorra de 12 mm para 14 mm em todas as relações de sobrecargas e amplitude constante.

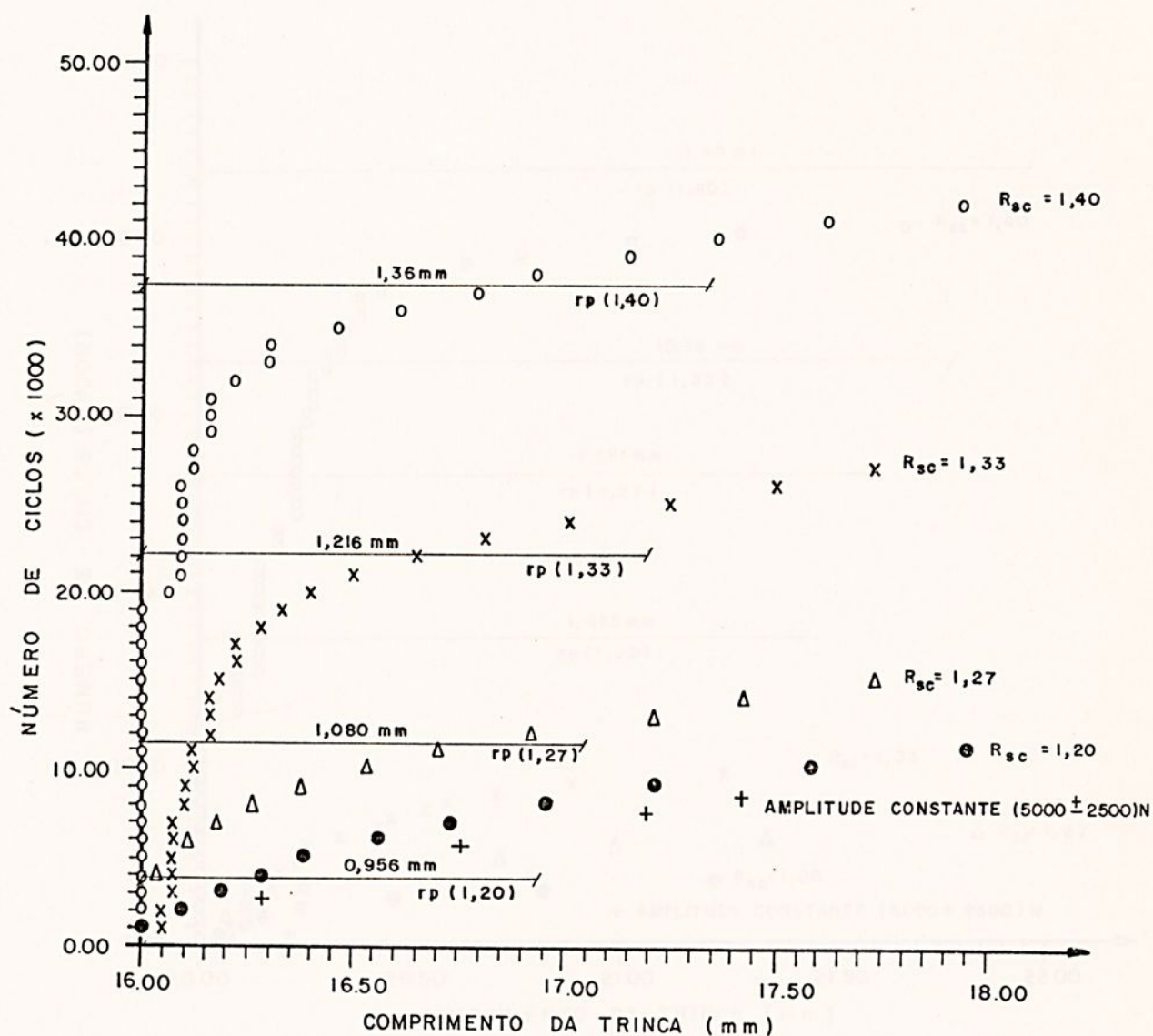


Figura 4.20 - Número de ciclos necessário para que a trinca percorra de 16 mm para 18 mm em todas as relações de sobrecargas e amplitude constante.

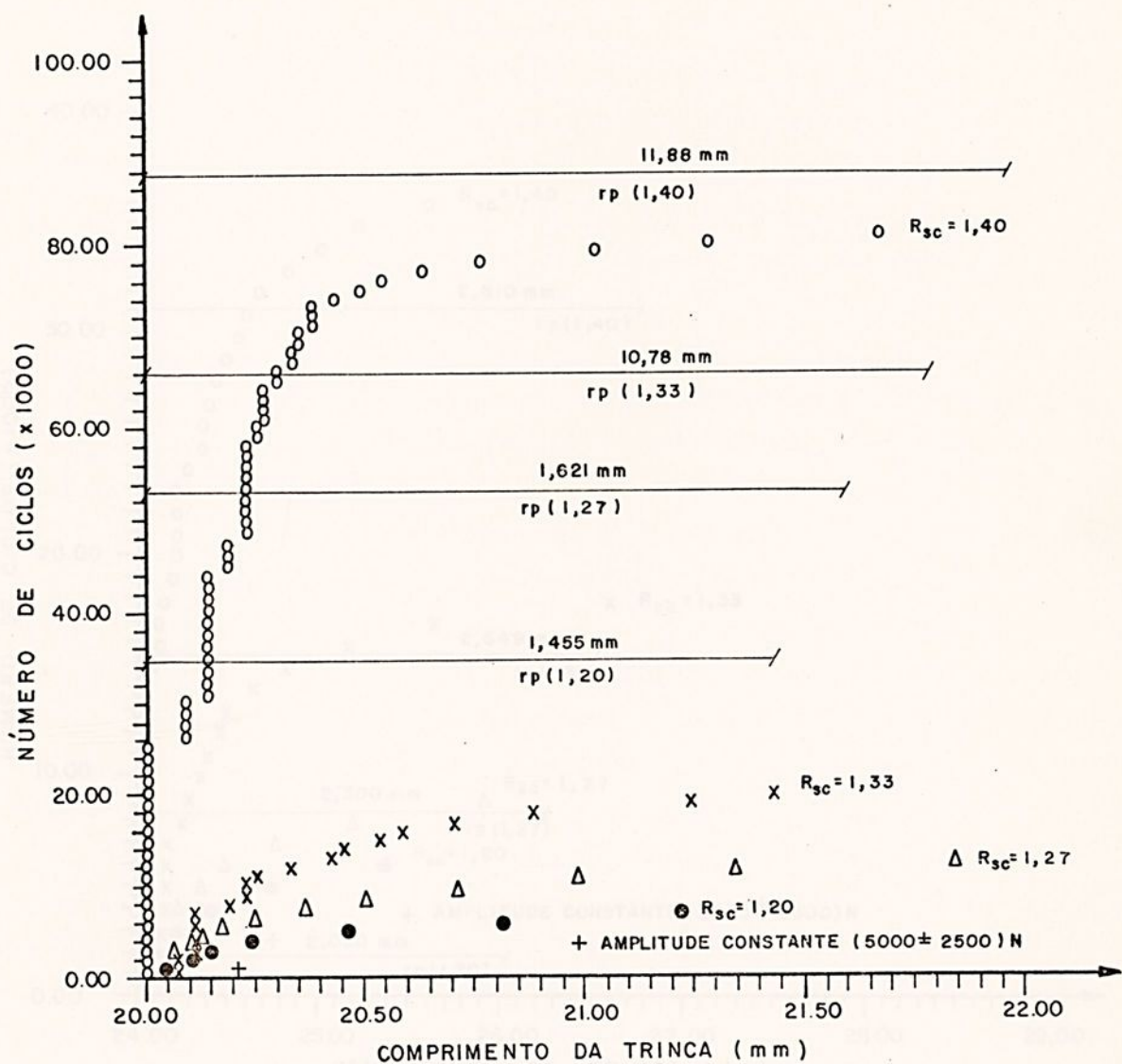


Figura 4.21 - Número de ciclos necessário para que a trinca percorra de 20 mm para 22 mm em todas as relações de sobrecargas e amplitude constante.

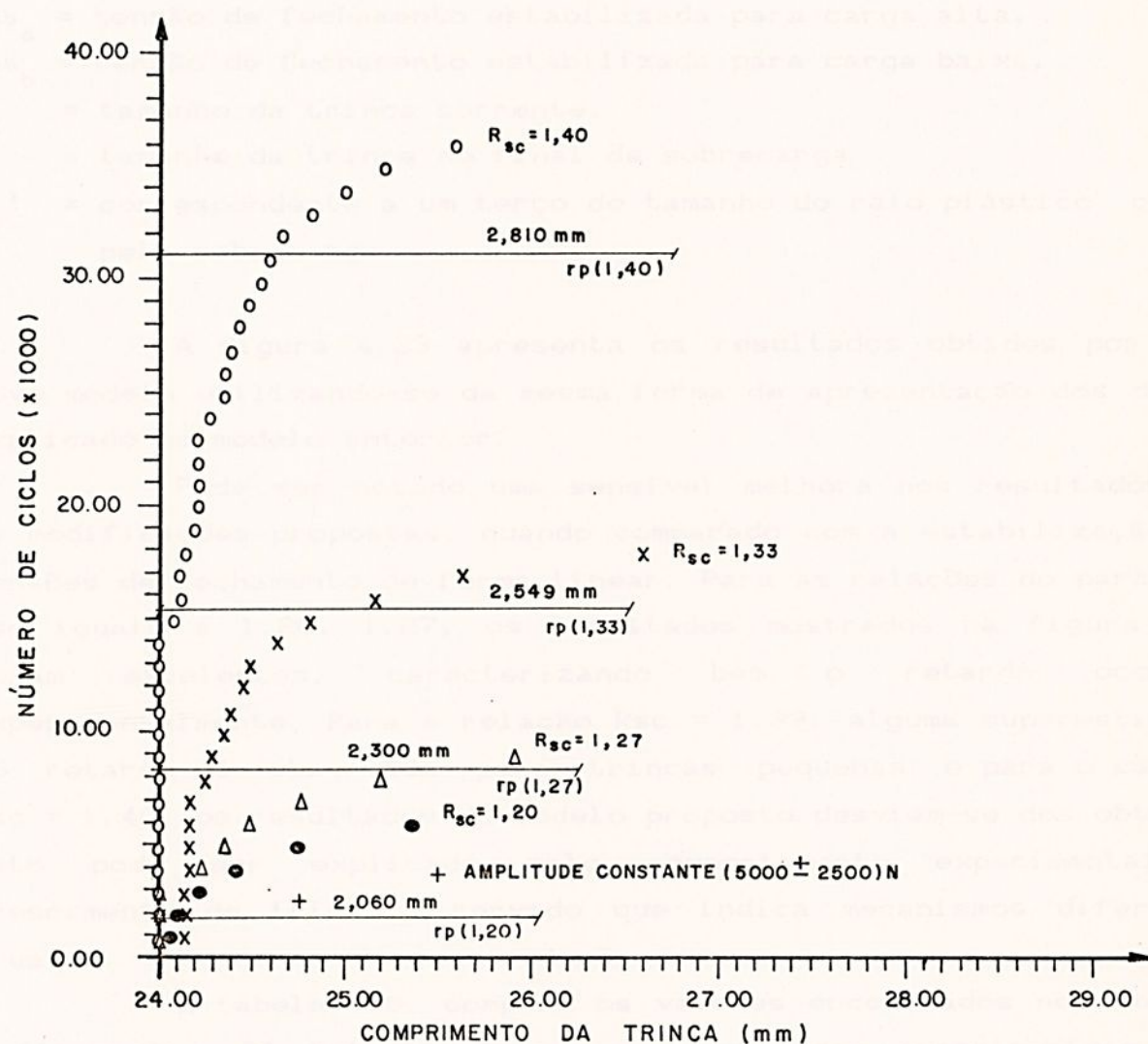


Figura 4.22 - Número de ciclos necessário para que a trinca percorra de 24 mm para 26 mm em todas as relações de sobrecargas e amplitude constante.

$$Sab_i = Sab_b + \frac{Sab_a - Sab_b}{r_p'} \cdot \sqrt{(r_p')^2 - (a_i - a)^2} \quad 4.8$$

onde:

Sab_i = tensão de fechamento corrente,

Sab_a = tensão de fechamento estabilizada para carga alta,

Sab_b = tensão de fechamento estabilizada para carga baixa,

a_i = tamanho da trinca corrente,

a = tamanho da trinca ao final da sobrecarga

r_p' = correspondente a um terço do tamanho do raio plástico criado pela sobrecarga.

A figura 4.23 apresenta os resultados obtidos por este novo modelo utilizando-se da mesma forma de apresentação dos dados, explicado no modelo anterior.

Pode ser notado uma sensível melhora nos resultados com as modificações propostas, quando comparado com a estabilização das tensões de fechamento de forma linear. Para as relações do parâmetro Rsc iguais a 1.20, 1.27, os resultados mostrados na figura 4.23 foram excelentes, caracterizando bem o retardo ocorrido experimentalmente. Para a relação Rsc = 1.33, alguma superestimação no retardo é observada para trincas pequenas e para o caso de Rsc = 1.40, os resultados do modelo proposto desviam-se dos obtidos. Isto pode ser explicado pelo comportamento experimental do crescimento de trinca observado que indica mecanismos diferentes atuando.

A tabela 4.6. compara os valores encontrados nos modelos I (linear) e II (elíptico) com os resultados experimentais para todos os tamanhos da trincas analisadas durante a vida útil da estrutura e os diversos valores do parâmetro de sobrecarga Rsc.

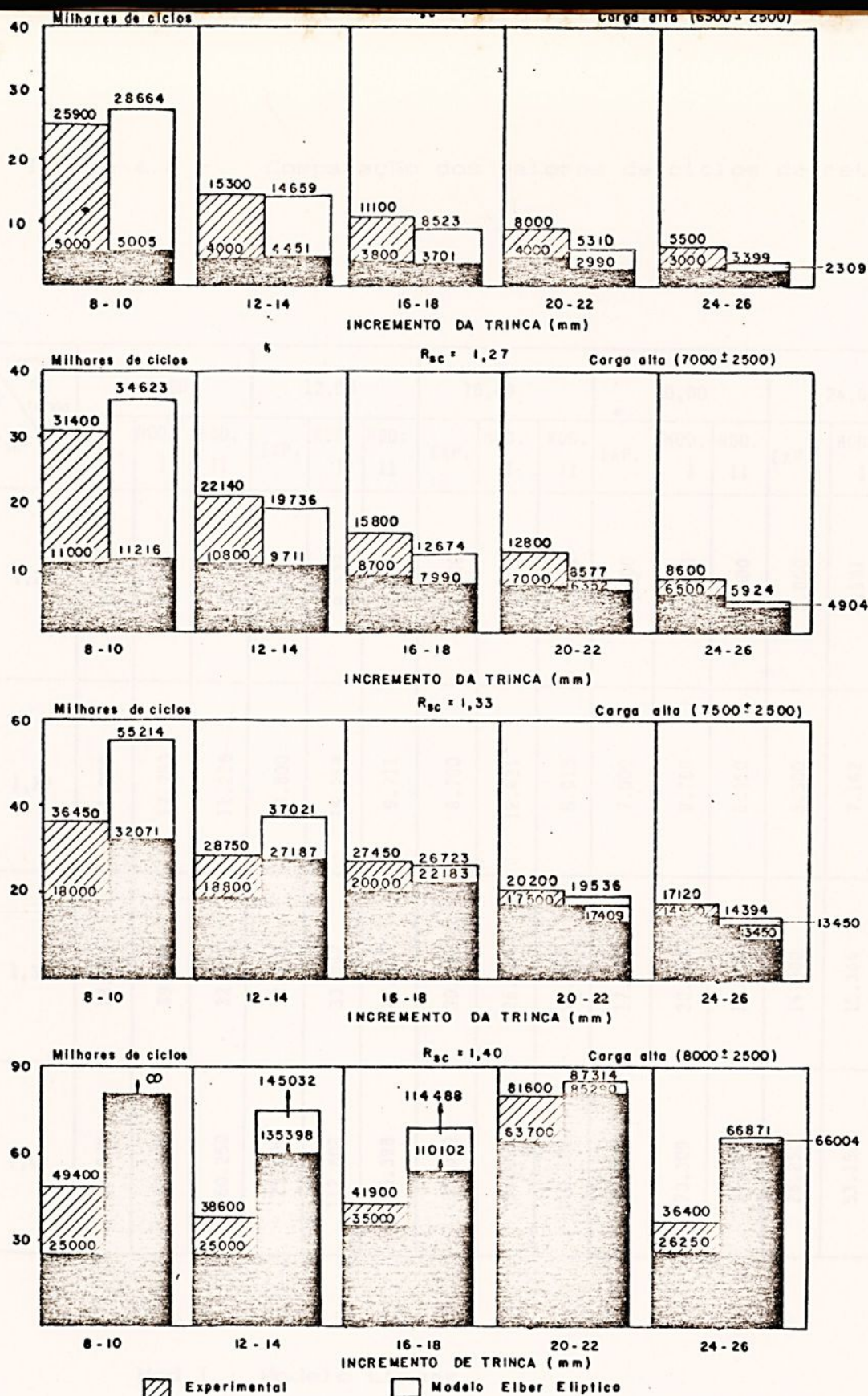


Figura 4.23 - Resultados do modelo das Tensões de Fechamento (elíptico)

Tabela 4.6 - Comparação dos valores de ciclos de retardo.

Compr. da trinca (mm) R _{sc}	8,00			12,00			16,00			20,00			24,00		
	EXP.	MOD. I	MOD. II	EXP.	MOD. I	MOD. II	EXP.	MOD. I	MOD. II	EXP.	MOD. I	MOD. II	EXP.	MOD. I	MOD. II
1,20	5.000	9.681	5.005	4.000	8.533	4.451	3.800	7.017	3.701	4.000	5.585	3.000	3.000	4.181	2.309
1,27	11.000	17.763	11.216	10.800	15.258	9.711	8.700	12.431	8.015	7.000	9.760	6.350	6.500	7.162	4.904
1,33	18.000	39.224	32.071	18.800	33.052	27.187	20.000	26.766	22.183	17.500	20.812	17.400	14.900	15.364	13.450
1,40	25.000	135.480	160.250	25.000	112.608	135.398	35.000	91.199	110.102	63.750	70.309	85.290	26.250	53.157	66.871

Mod I : Modelo Linear

Mod II: Modelo Elíptico

Exp : Valores experimentais.



4.6.5. Implementação do modelo de Wheeler

O modelo de Wheeler foi analisado elaborando-se um outro programa de computador utilizando o método apresentado no item 2.3.6 deste trabalho.

O modelo de Wheeler foi implementado com um expoente de forma, m , igual a 5, obtido experimentalmente por tentativa e erro de modo a possibilitar o melhor ajuste aos dados experimentais existentes. Os resultados obtidos poderão ser observados na figura 4.24. Mais uma vez a região escura demonstra o número de ciclos de retardo experimental e teórico e o número total de ciclos necessários para que a trinca percorra um incremento de 2 mm está no topo de cada coluna. Na análise dos resultados nota-se que para trincas pequenas, (baixo K) em todas as condições estudadas uma superestimação dos resultados. Para trincas intermediárias já se observa um excelente ajuste aos dados experimentais e nas trincas maiores ($K \rightarrow K_c$) o retardo é subestimado.

Esta análise demonstra que o parâmetro m depende também do comprimento da trinca em que atua o retardo, ou seja, depende especificamente do fator intensidade de tensão. Para incorporar esta nova variável ao modelo de Wheeler os resultados foram descritos de maneira empírica pela seguinte expressão:

$$m = 5,602 \cdot \ln (U \cdot \Delta K) - 6,735 \quad 4.9$$

Observa-se aqui que o parâmetro " m ", antes considerado pelo modelo como constante, é proposto como uma função de $(U \cdot \Delta K)$, ou seja, levam-se agora em consideração a razão de sobrecarga aplicada e o comprimento da trinca na determinação do coeficiente de retardo empregado neste modelo. Os resultados estão mostrados com o mesmo formato dos anteriores na figura 4.25.

Analisando-se agora os novos resultados obtidos e demonstrados nestas tabelas, observa-se um bom comportamento dos resultados teóricos, quando comparados aos resultados obtidos experimentalmente. A única exceção ocorre para $R_{sc} = 1,40$ na faixa de 20 a 22 mm de tamanho de trinca.



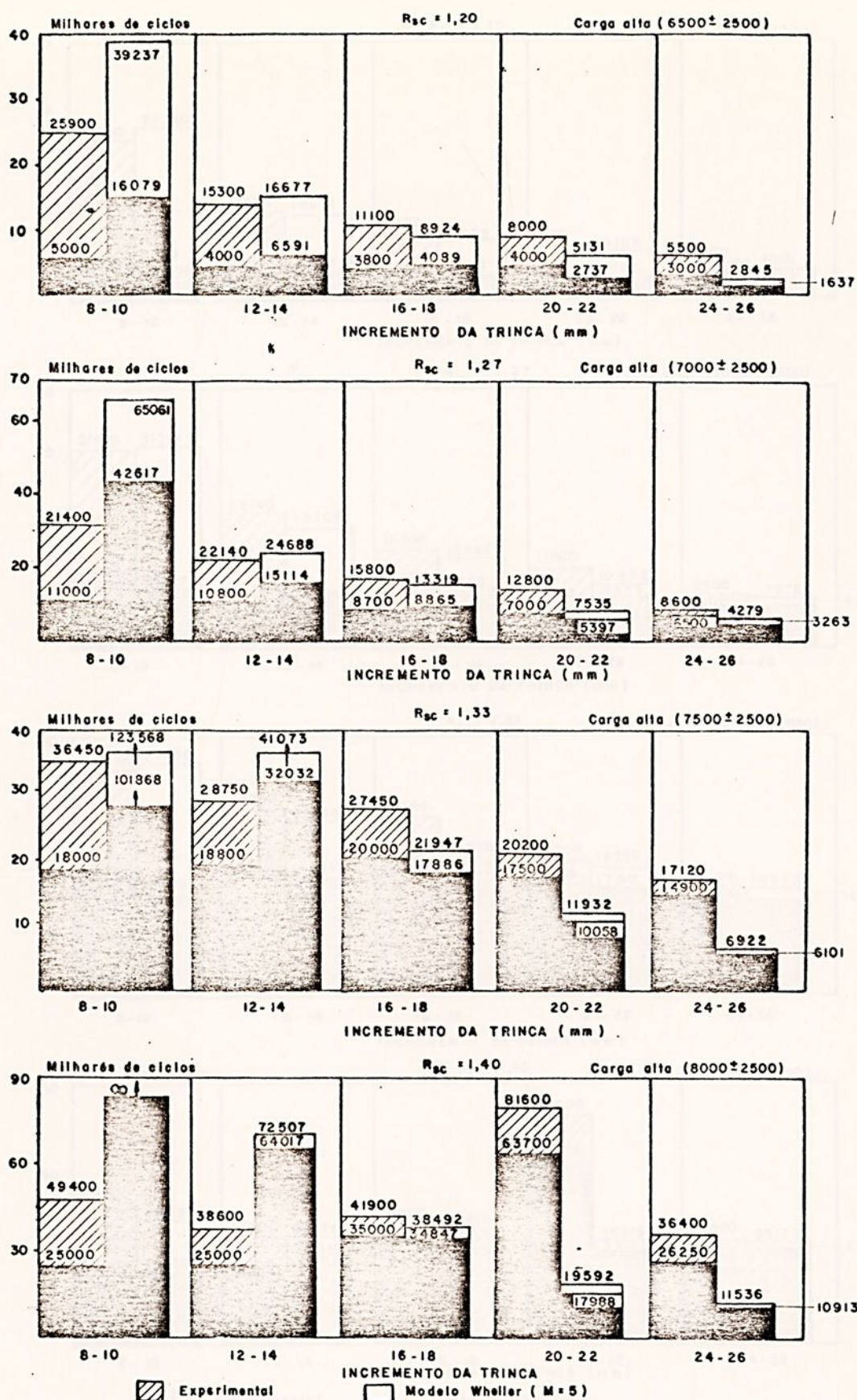


Figura 4.24 - Resultados do modelo de Wheeler ($m = 5$).

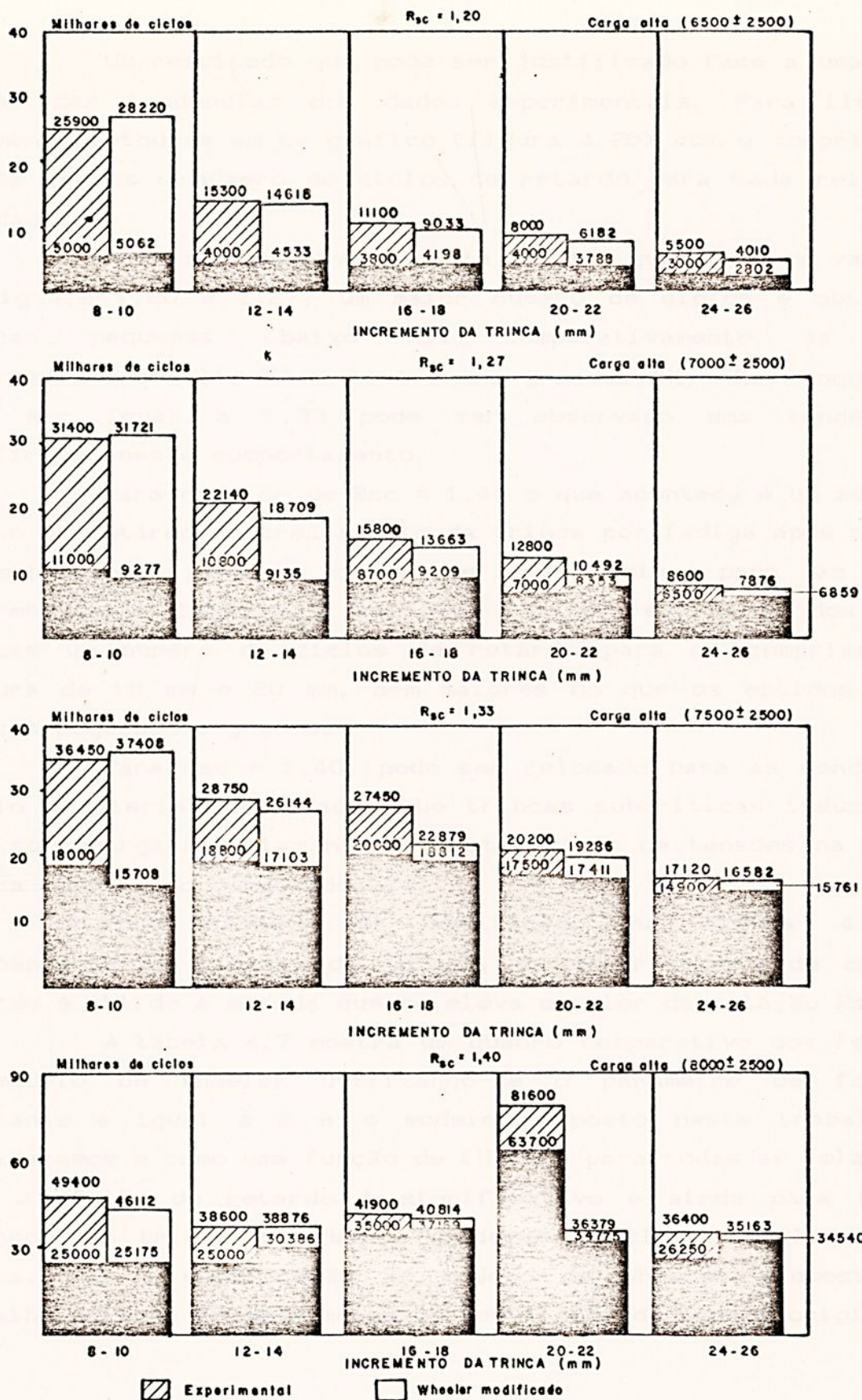


Figura 4.25 - Resultados do modelo modificado de Wheeler.

Um resultado que pode ser justificado face a uma análise global das tendências dos dados experimentais. Para ilustrar o fenômeno plotou-se em um gráfico (figura 4.26) com o comprimento de trinca versus o número de ciclos de retardo para cada relação R_{sc} estudada.

Pode ser observado nesta figura que para os valores de R_{sc} iguais 1,20 e 1,27, um maior número de ciclos é obtido para trincas pequenas (baixo K), comparativamente às trincas intermediárias (alto K) e às trincas grandes ($K \rightarrow K_c$) enquanto que para R_{sc} igual a 1,33 pode ser observado uma tendência de modificação neste comportamento.

Para o valor de $R_{sc} = 1,40$ o que acontece é um aumento do efeito do retardo no crescimento da trinca por fadiga após o retorno da sobrecarga para a carga de referência, para as trincas intermediárias (alto K), uma vez que os resultados dos ensaios indicam um número de ciclos de retardo para os comprimentos da fissura de 16 mm e 20 mm, bem maiores do que os obtidos para as trincas pequenas e grandes.

Para $R_{sc} = 1,40$, pode ser colocado para as condições de ensaio e material utilizado, que trincas subcríticas induzidas por esta sobrecarga resultam numa redistribuição de tensões na ponta da trinca aumentando o retardo [74].

Pode também ser verificado na figura 4.26 que independente do tamanho da trinca, um maior número de ciclos de retardo é obtido à medida que se eleva o valor da relação R_{sc} .

A tabela 4.7 mostra um quadro comparativo dos resultados do modelo de Wheeler utilizando-se o parâmetro de forma " m " constante e igual a 5 e o modelo proposto neste trabalho onde consideramos m como uma função de $(U.\Delta K)$, para todas as relações R_{sc} onde o efeito do retardo é significativo e ainda para todos os tamanhos de trinca estudados. Pode-se concluir, analisando esta tabela, que a modificação ao modelo de Wheeler proposto neste trabalho melhora sensivelmente os resultados do modelo original.



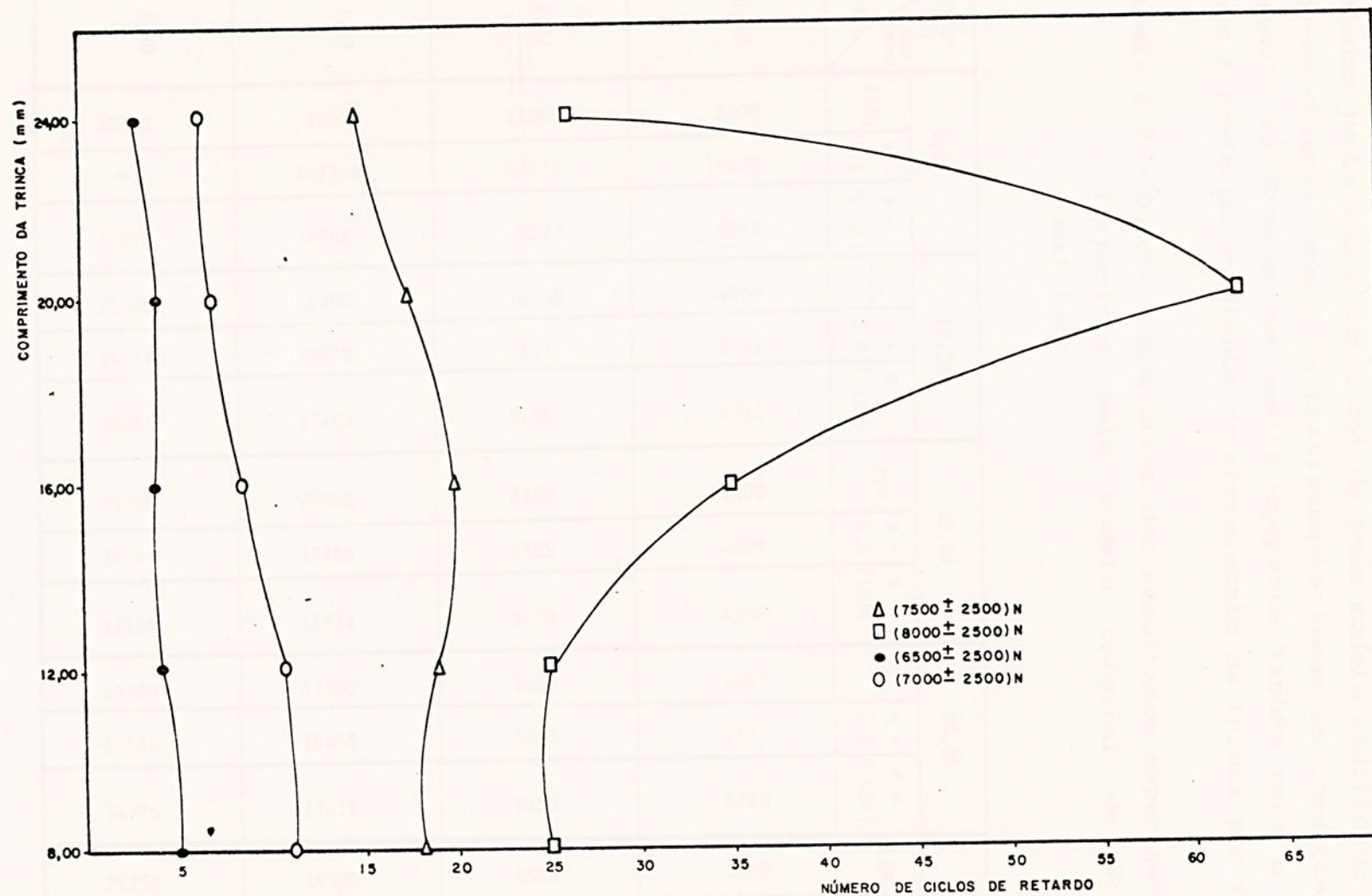


Figura 4.26 - Comprimento de trinca versus número de ciclos de retardo.

As figuras 4.27 a 4.46 mostram os pontos experimentais plotados junto com a curva obtida pelo modelo modificado de Wheeler. Pode-se observar que para praticamente todas as condições estudadas o modelo de Wheeler se mostra coerente também para o modelamento ponto a ponto do gradiente do crescimento da trinca por fadiga.

Tabela 4.7 - Quadro comparativo dos resultados experimentais com os fornecidos pelo modelo original de Wheeler e o modificado.

Compr. da trinca (mm) R_{sc}	8,00			12,00			16,00			20,00			24,00		
	EXP.	$m = 5,0$	$m = f(U\Delta K)$	EXP.	$m = 5,0$	$m = f(U\Delta K)$	EXP.	$m = 5,0$	$m = f(U\Delta K)$	EXP.	$m = 5,0$	$m = f(U\Delta K)$	EXP.	$m = 5,0$	$m = f(U\Delta K)$
1,20	5000	16079	5062	4000	6591	4533	3800	4089	4198	4000	2737	3788	3000	1637	2802
1,27	11000	42617	9277	10800	15114	9136	8700	8865	9209	7000	5397	8353	6500	3263	6859
1,33	18000	101868	15708	18800	32032	17103	20000	17886	18812	17500	10058	17411	14900	6101	15761
1,40	25000	8	25176	25000	64017	30386	35000	34847	37189	63700	17988	34775	26250	10913	34540



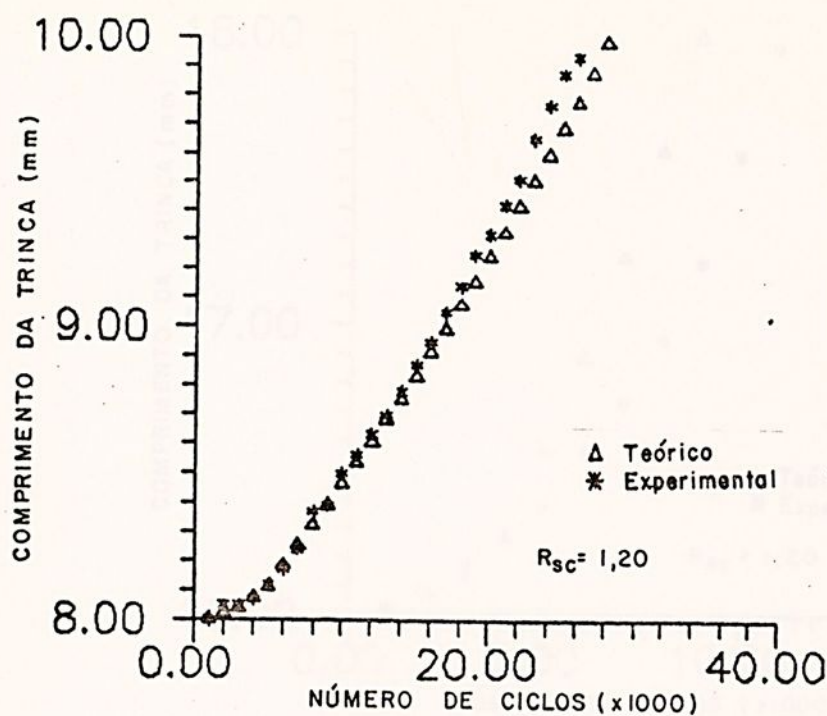


Figura 4.27 - Comprimento de trinca versus número de ciclos.

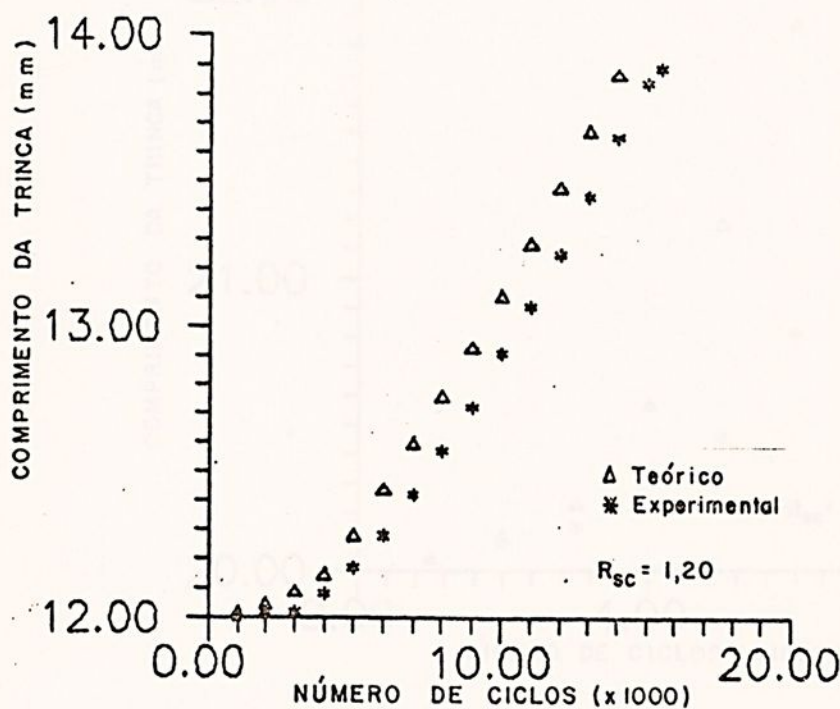


Figura 4.28 - Comprimento de trinca versus número de ciclos.

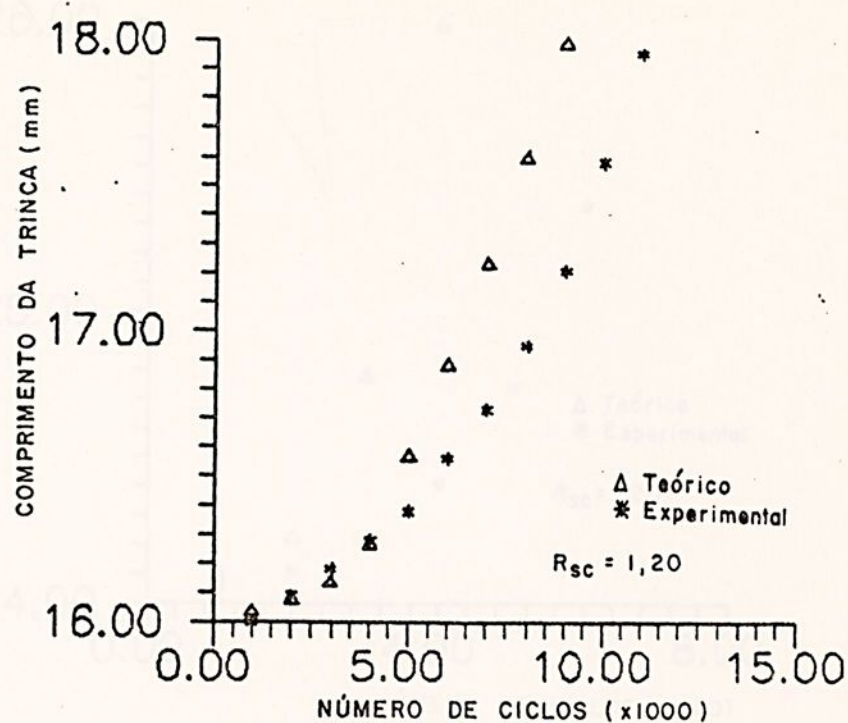


Figura 4.29 - Comprimento de trinca versus número de ciclos.

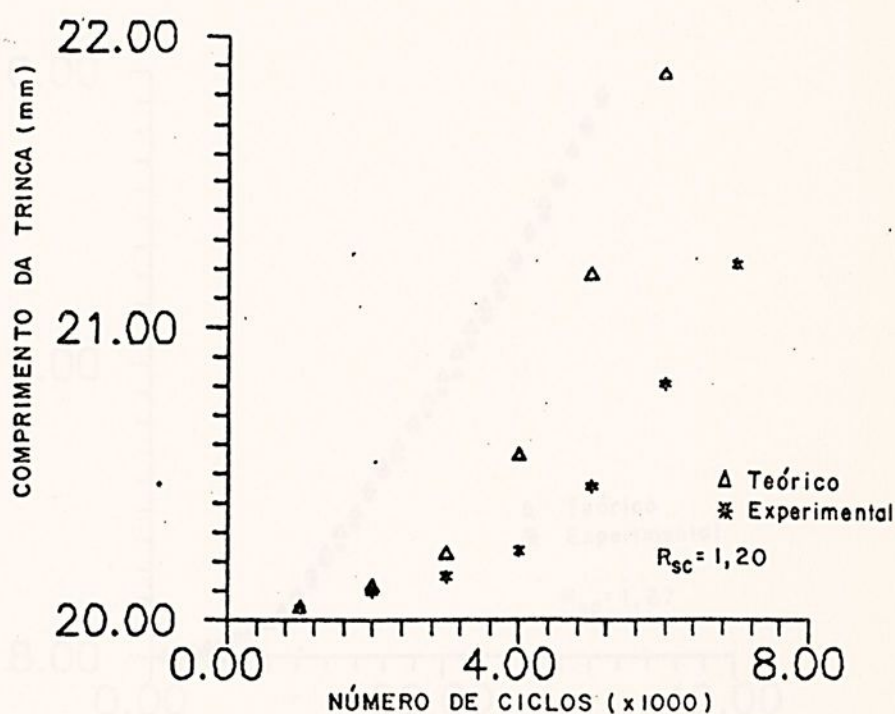


Figura 4.30 - Comprimento de trinca versus número de ciclos.

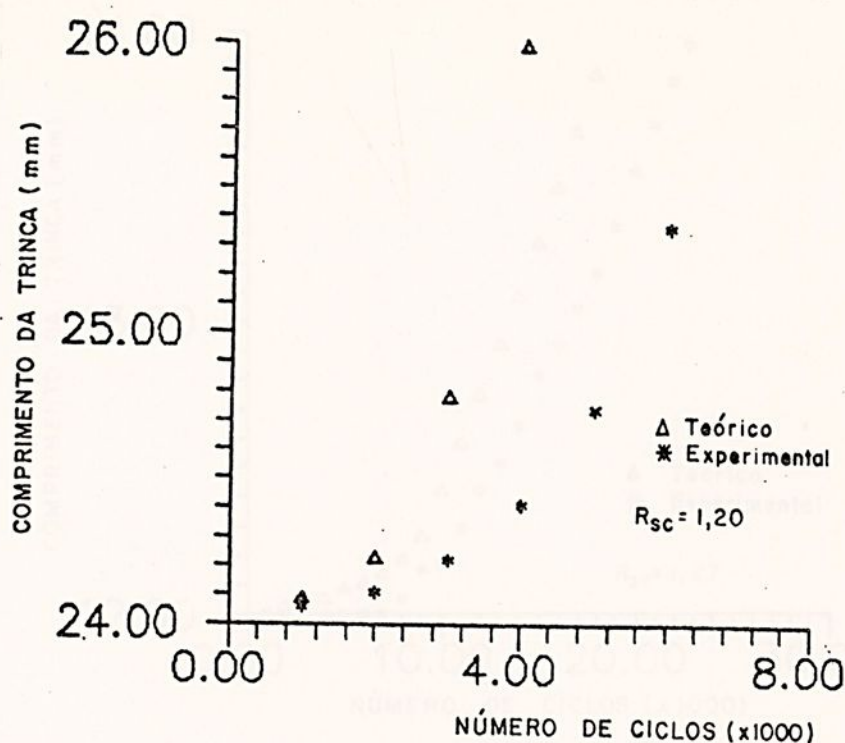


Figura 4.31 - Comprimento de trinca versus número de ciclos.

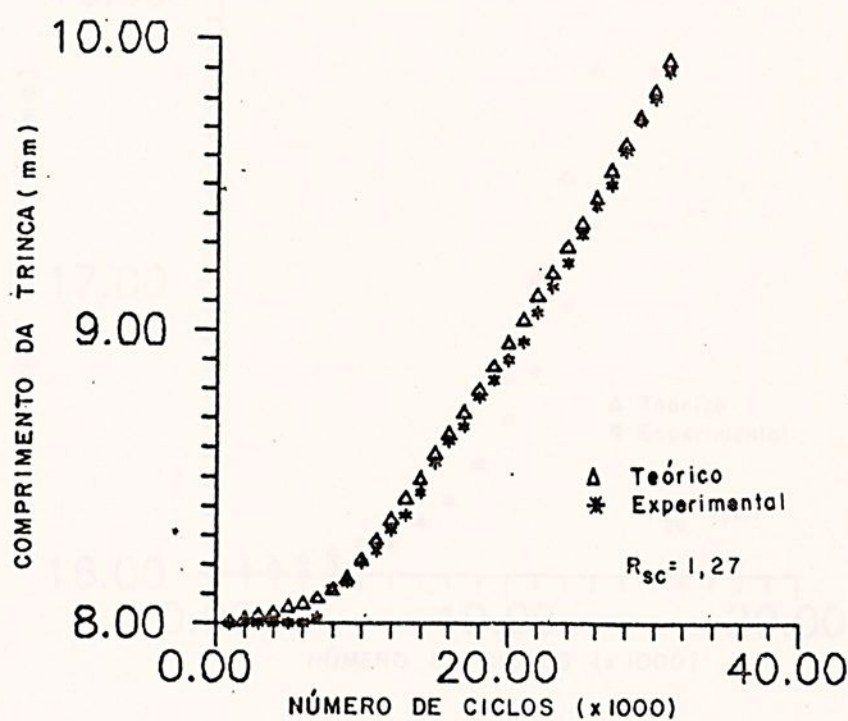


Figura 4.32 - Comprimento de trinca versus número de ciclos.

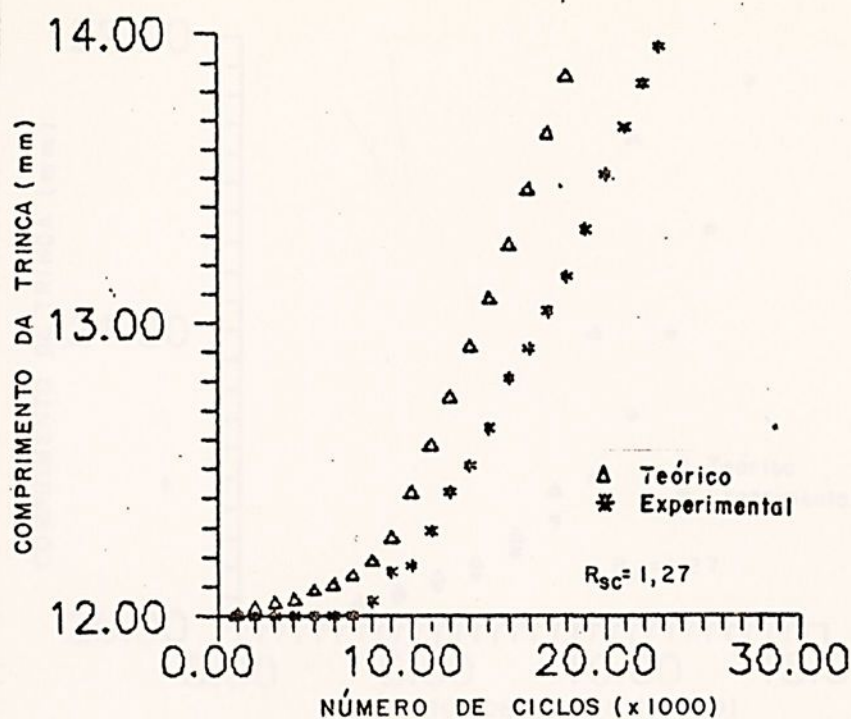


Figura 4.33 - Comprimento de trinca versus número de ciclos.

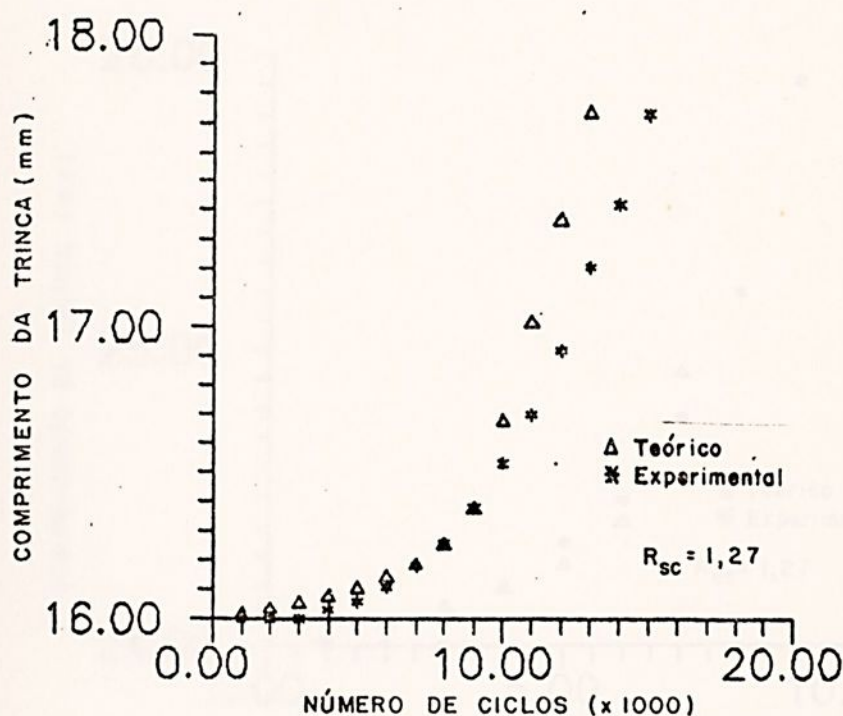


Figura 4.34 - Comprimento de trinca versus número de ciclos.

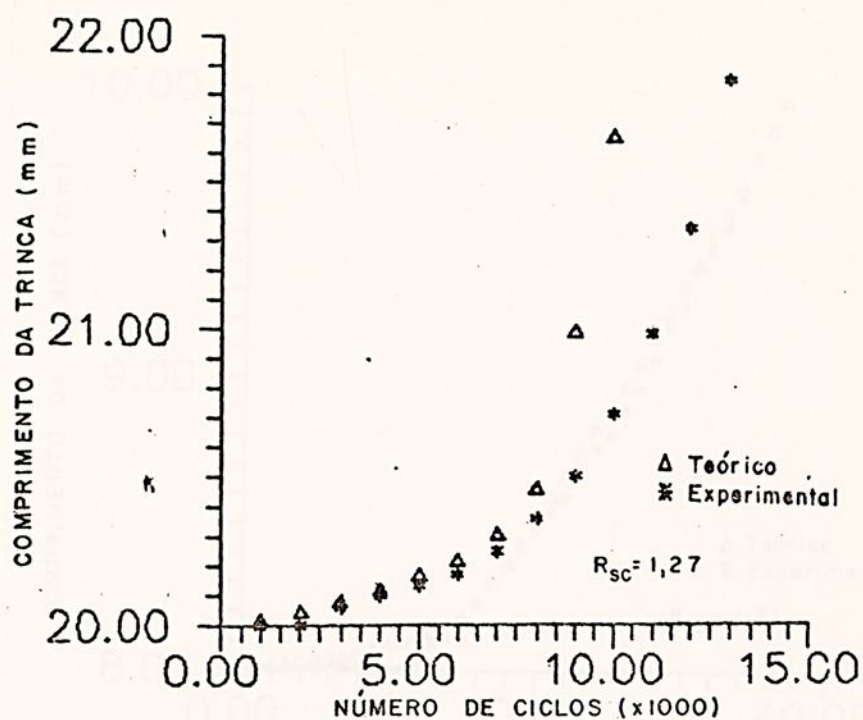


Figura 4.35 - Comprimento de trinca versus número de ciclos.

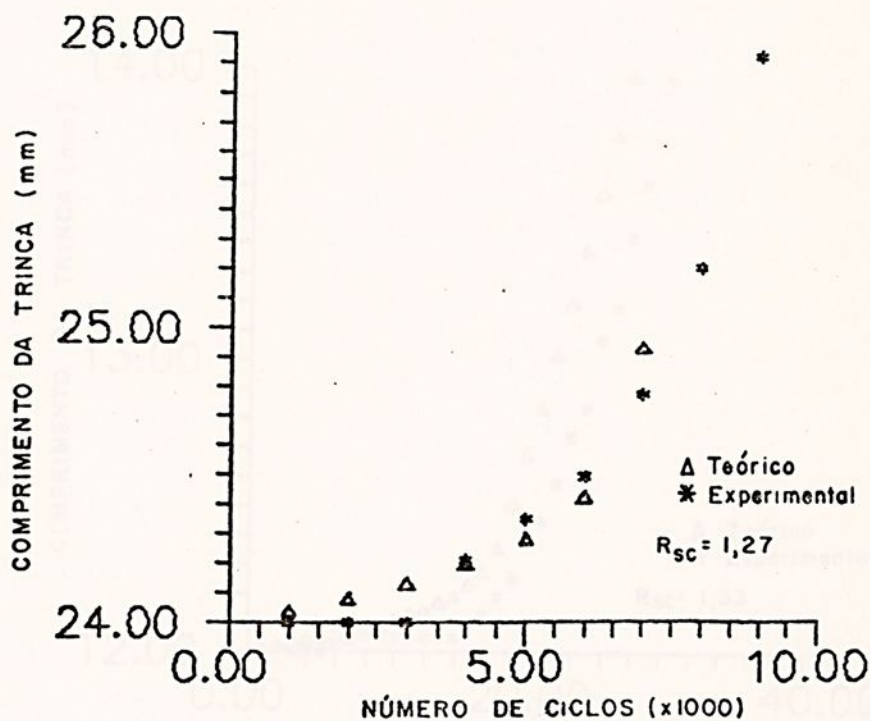


Figura 4.36 - Comprimento de trinca versus número de ciclos.

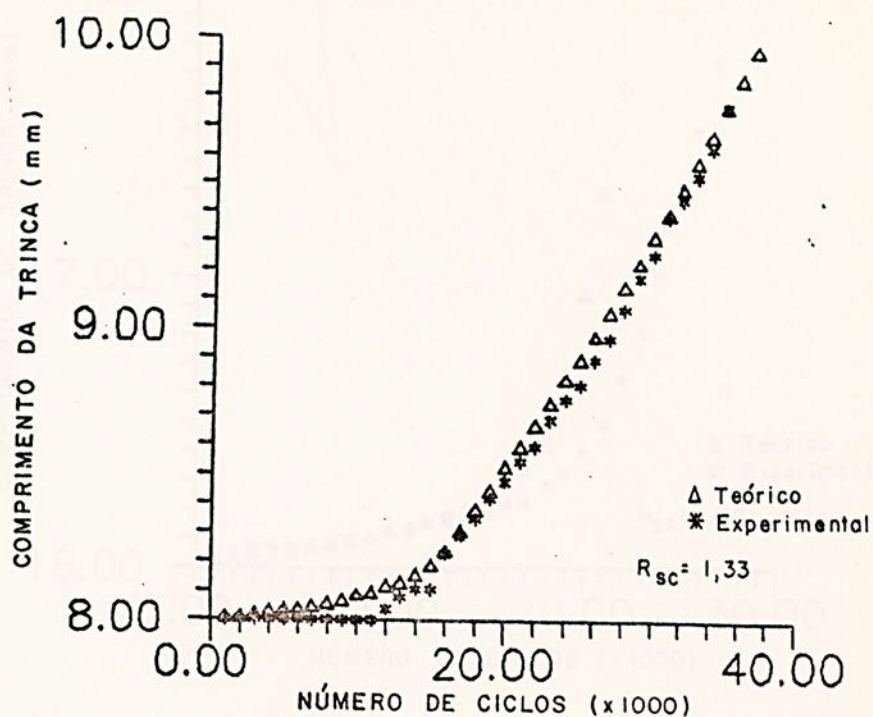


Figura 4.37 - Comprimento de trinca versus número de ciclos.

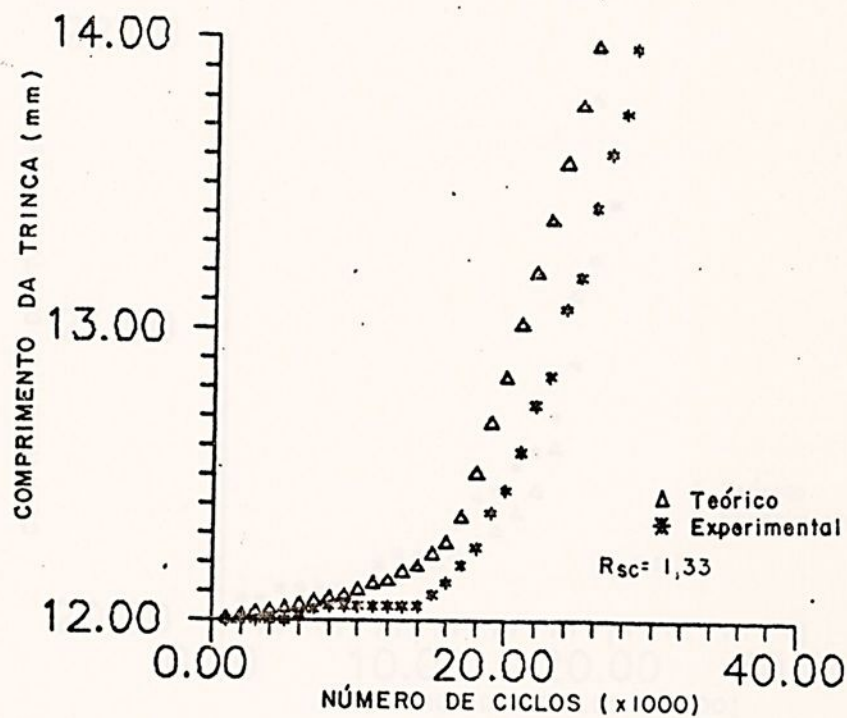


Figura 4.38 - Comprimento de trinca versus número de ciclos.

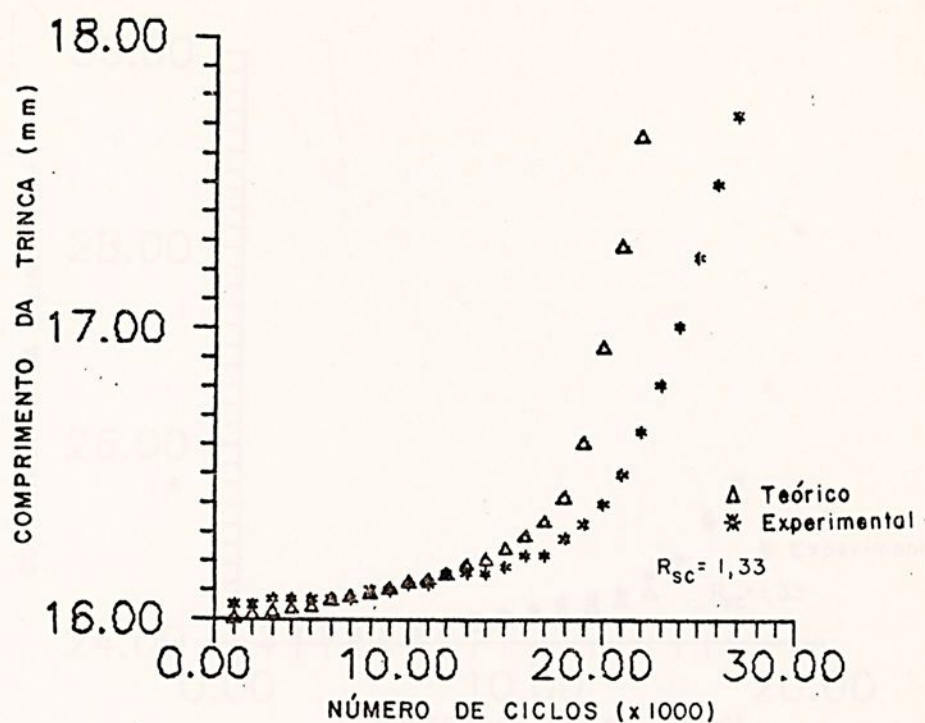


Figura 4.39 - Comprimento de trinca versus número de ciclos.

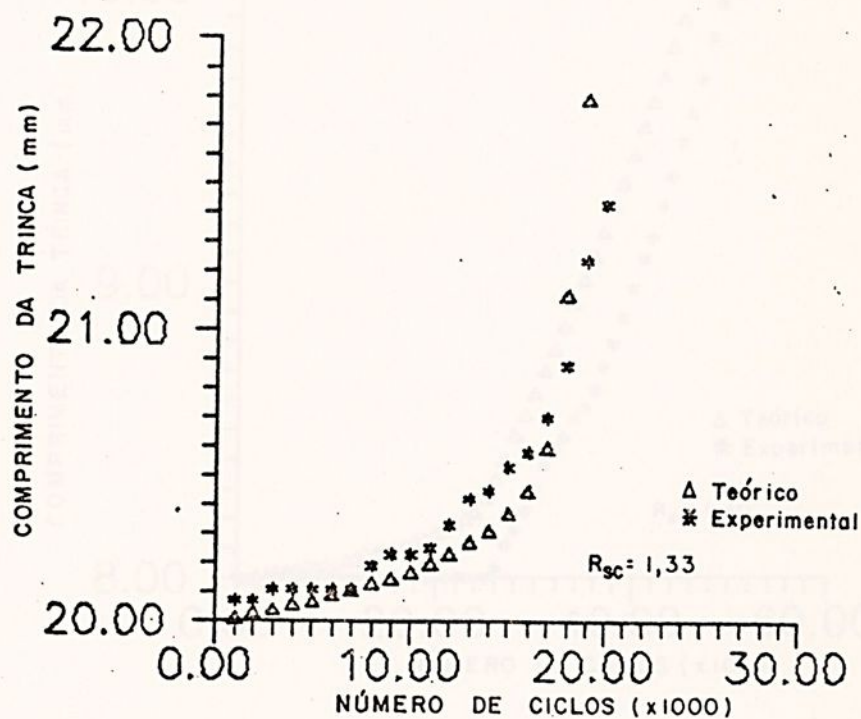


Figura 4.40 - Comprimento de trinca versus número de ciclos.

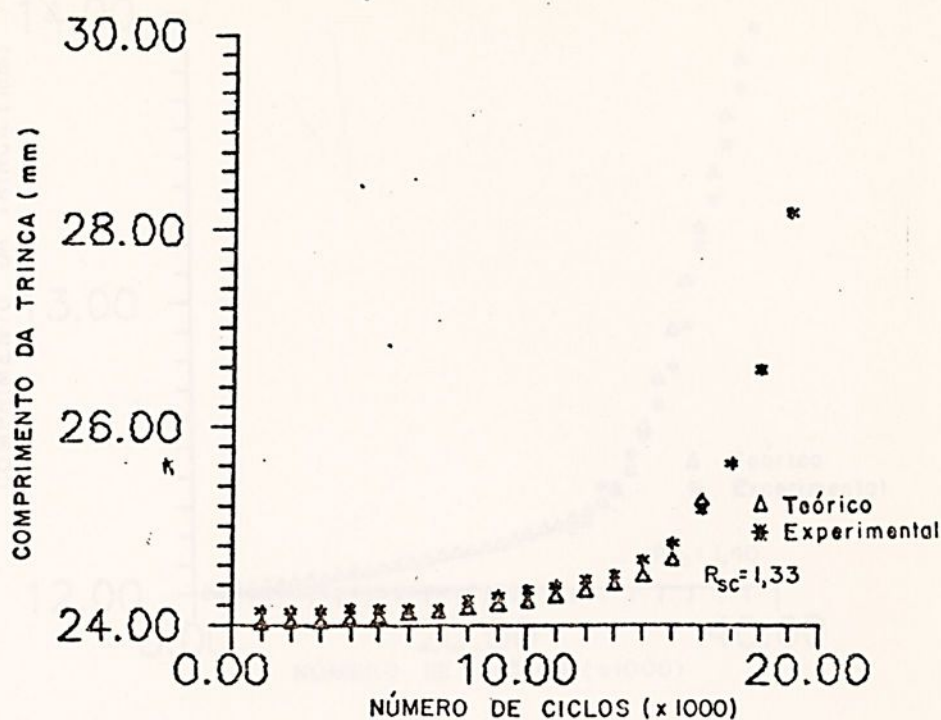


Figura 4.41 - Comprimento de trinca versus número de ciclos.

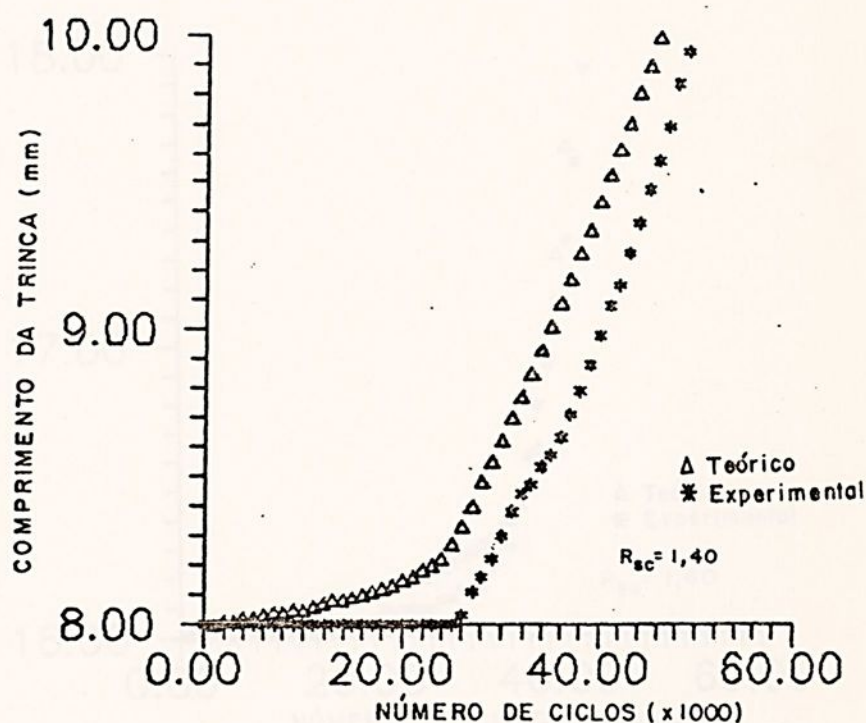


Figura 4.42 - Comprimento de trinca versus número de ciclos.

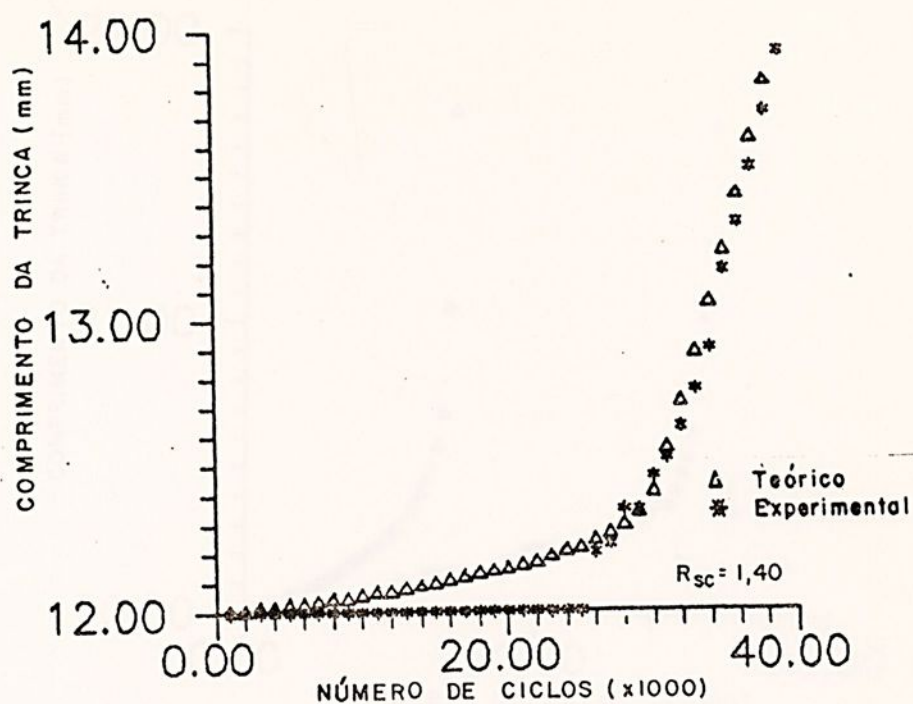


Figura 4.43 - Comprimento de trinca versus número de ciclos.

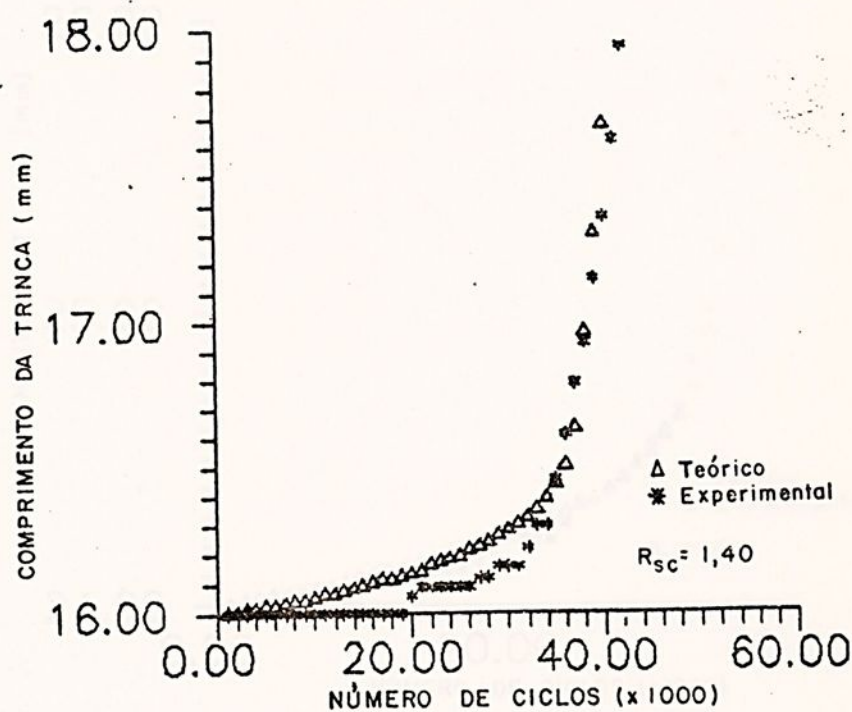


Figura 4.44 - Comprimento de trinca versus número de ciclos.

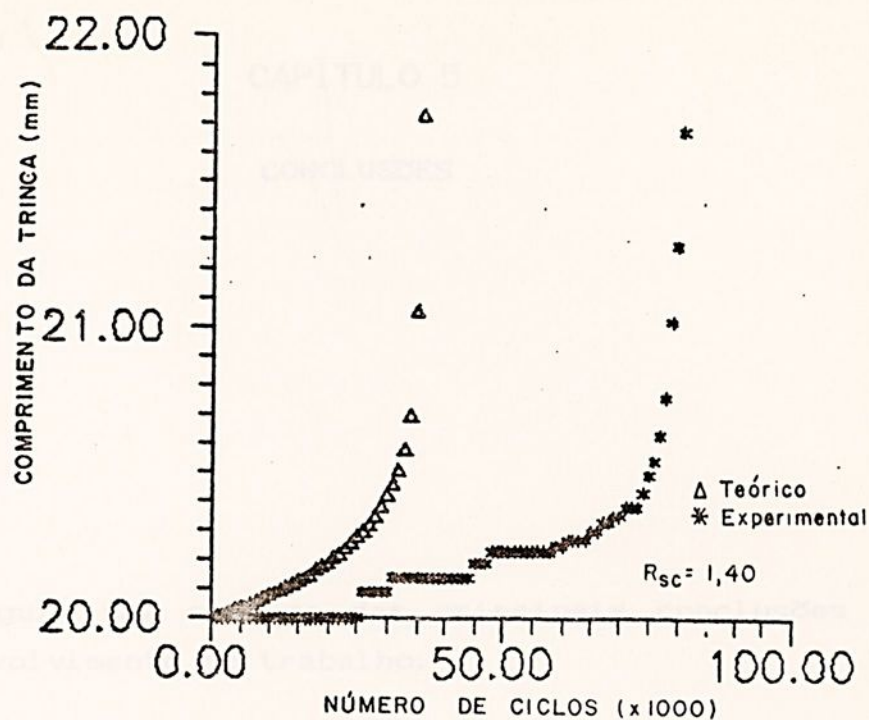


Figura 4.45 - Comprimento de trinca versus número de ciclos.

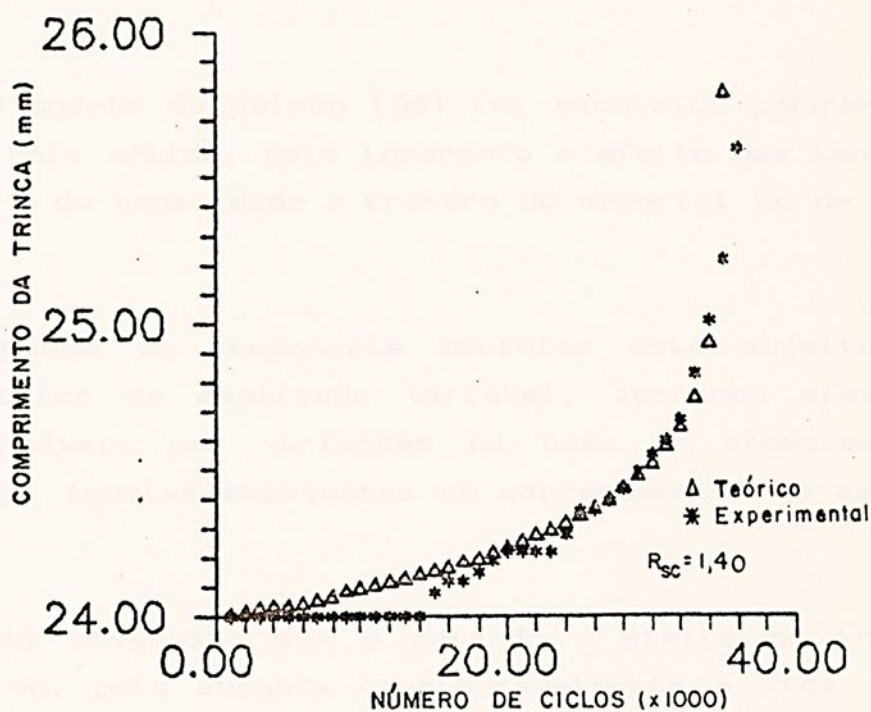


Figura 4.46 - Comprimento de trinca versus número de ciclos.

CAPÍTULO 5

CONCLUSÕES

A seguir uma síntese das principais conclusões obtidas durante o desenvolvimento do trabalho:

1. O modelo de Nelson [34] e o modelo de Forman [28] para quantificar a taxa de propagação de trincas para carregamento de amplitude constante, foram os que apresentaram melhores resultados.

2. O modelo de Nelson [34] foi escolhido porque possui uma base física mais sólida, pois incorpora o efeito das tensões de fechamento, S_{ab} , e da tenacidade a fratura do material K_{Ic} de maneira mais apropriada.

3. Quando um componente mecânico está sujeito a um carregamento cíclico de amplitude variável, aparecem efeitos de interação responsáveis por variações na taxa de crescimento da trinca diferentes, àquelas existentes em carregamentos de amplitude constante.

4. Foi observado ser o retardo o efeito de interação mais significativo, pois aumenta consideravelmente a vida útil do componente submetido a propagação de trincas por fadiga.



5. Através dos ensaios de amplitude variável realizados neste trabalho (carregamento sequencial alto-baixo) foi possível observar o efeito do retardo na propagação da trinca durante a carga baixa, para razões de sobrecarga, R_{sc} , de 1.20, 1.27, 1.33 e 1.40. Verificou-se que a intensidade do retardo é proporcional a R_{sc} , ou seja, quanto maior o valor de R_{sc} , maior é o retardo observado na seqüência descendente de carregamento.

6. Pode-se observar que o modelo de Willenborg é conservativo para todas as condições de ensaio.

7. O modelo das tensões de fechamento linear proposto pela literatura, para descrever os efeitos de interação ocorridos na seqüência de carregamento descendente, mostrou-se razoável no que se refere à vida útil do material - principalmente, para pequenos valores de R_{sc} - mas tem falhas para modelar o retardo efetivamente ocorrido em praticamente todas as condições estudadas.

8. O modelo das tensões de fechamento proposto neste trabalho melhora os resultados existentes para R_{sc} 1,20 e 1,27. Para a relação $R_{sc} = 1,33$ o modelo proposto superestimou o retardo para trincas pequenas. Nota-se ainda que este modelo não consegue modelar o retardo para $R_{sc} = 1,40$, o que sugere que o mecanismo de fratura existente deve ser melhor pesquisado, levando-se em consideração outros fatores além de R_{sc} e da zona plástica causada pela sobrecarga (por exemplo, quebras de partículas na ponta da trinca, que implicaria na redução do k efetivo).

9. O modelo de Wheeler não apresentou bons resultados para este material quando considera-se " m " como uma constante ($m = 5$). A equação montada desta forma superestima o retardo para baixos valores de k (trincas pequenas) e subestima o retardo para valores de k próximos a k_c (trincas grandes). Isto posto, demonstra claramente a existência de mecanismos diferenciados ao longo da propagação da trinca por fadiga.



10. O modelo de Wheeler, considerando-se "m" como função de $U \cdot \Delta K$, proposto neste trabalho, leva a melhores resultados para praticamente todas as condições estudadas da liga 2024-T3 e pode-se afirmar ser este o que melhor representa o retardo para a propagação de trincas por fadiga sob carregamento de sequência descendente, para o material pesquisado.



CAPÍTULO 6

SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Devido a complexidade dos mecanismos envolvidos nos efeitos de interação causados por carregamentos de amplitude variável na propagação de trincas por fadiga, serão apresentadas a seguir algumas sugestões para o desenvolvimento de pesquisas que possam complementar os resultados obtidos neste trabalho:

1. A análise do número de ciclos na carga alta no número de ciclos de retardo que ocorre em carregamentos de sequência descendente.

2. Estudar o efeito de carga(s) menor(es) que o carregamento de referência intercalada(s) entre a sobrecarga e a carga de referência, com o objetivo de tentar quantificar o alívio do retardo induzido por esta condição.

3. Estudar o comportamento nas mesmas condições deste trabalho em outros materiais fazendo-se uma análise comparativa dos resultados.

4. Analisar a influência da espessura do corpo de prova no retardo, repetindo-se o programa de ensaios e/ou com modificações necessárias - efetuado neste trabalho.



BIBLIOGRAFIA

- [1] WALTER, S., Mechanical Engineering: Learning From Accidental Experiments. V.10, N.2, February, 1987.
- [2] BROEK, D., Elementary Engineering Fracture Mechanics. Nordhoff International Publishing, Leyden, 1986.
- [3] ROLFE, S.T. and BARSON, J.M., Fracture and Fatigue Control in Structures. - Applications of Fracture Mechanics, Prentice-Hall, Inc., Englewood Cliffs, New Jersey, 1977.
- [4] FINE, M.F., Fatigue Resistance of Metals Metallurgical Transactions, v. 11A, March 1980.
- [5] MA DA YAG, A.F., Metal Fatigue: Theory and Design, John Wiley & Sons, 1969.
- [6] RITCHIE R.O., The Influence of Fracture Mechanisms on Fatigue Crack Propagation. The Practical Implications of Fracture Mechanisms, The Institution of Metallurgists, Spring Meeting, 1973, pp. 73-87.
- [7] R.J. ALLEN, at all., A Review of Fatigue Crack Growth Characterisation by Linear Elastic Fracture Mechanics (LEFMD. Parte I - Principles and Methods of Data Generation. Vol.11, n.1. 1988, pp. 45-69.
- [8] SANDERS JR., T.H. and STALEV, J.T., Review of Fatigue and Fracture Research on High Strenght Aluminum Alloys, Aluminum Company of America (ALCOA), 1985.
- [9] Advances in Aerospace Materials Processing Technology, Metal Progress, V. 105, pp. 41-75, 1974.



- [10] WADSWORTH, J., FROES, F. H., Developments in Metallic Materials for Aerospace Applications, Jom, May, pp. 12-19, 1989.
- [11] BEST, K.F., High Strength Materials for Aircraft Landing Gear, Aircraft Engineering, July, pp. 14-24, 1986.
- [12] ANTHONY, S. R. Some Aspects of Crack Propagation, The Practical Implications of Fracture Mechanisms, The Institution of Metallurgists, Spring Meeting, pp. 1-10, 1973.
- [13] ATLURI, S.N. and KOBAYASHI, A.S., Elastic Plastic Fracture (Quasi-Static), Computational Methods in the Mechanics and Mathematical Methods, Elsevier Science Publishers B.V., pp. 55-57, 1986.
- [14] GRIFFITH, A.A., The Phenomena of Rupture and Flow in Solids, Philosophical Transactions of the Royal Society, 221 A, pp. 163-198, 1920.
- [15] EWALDS, H.L. e WANHILL, R. J. H., Fracture Mechanics, Co-Publication of Edward Arnold and Delftse Vitgevers Maatschappij, 1986.
- [16] IRWIN, G.R., Analysis of Stress and Strain Near the End of a Crack Transversing a Plate, Journal of Applied Mechanics, pp. 361-364, 1957.
- [17] KOBAYASHI, A.S., Numerical Analysis in Fracture Mechanics, Proceedings of the International Conference on Application of Fracture Mechanics, the Hague, pp. 3-26, 1984.
- [18] ABOUTORABI, A.A. and COWLING, M.J., Determination of Stress Intensity Factors for Surface Cracks using Fatigue Crack



Growth Data, International Journal of Fracture 31, pp. 67-79, 1986.

- [19] ALIABADI, M. H., ROOKE, D. P. and CARTWRIGHT, D. J., An Improved Boundary Element Formulation for Calculating Stress Stress Intensity Factors: Aplication to Aerospace Structures, Journal of Strain Analysis, V. 22, n. 4, pp. 203-207, 1987.
- [20] NEWMAN JR., J. C. and RAJU, I. S., Stress Intensity Factor Equations for Cracks in Three-Dimensional Finite Bodies Subjected to Tension and Bending Loads, Computational Methods in the Mechanics of Fracture, Mechanics and Mathematical Methods, Elsevier Science Publishers B.V., pp. 311-334, 1986.
- [21] SULLIVAN, A. M., STOOP, T. and FREED, C. N., Influence of Sheet Thickness upon the Fracture Resistance of Structural Aluminium Alloys, ASTM STP 356, pp. 323-333, 1973.
- [22] PINTO JR., C.C.E., Análise do Retardo da Propagação de Trincas por Fadiga em uma Chapa de Alumínio Submetida a Carregamentos de Amplitude Variável, Tese de Mestrado, UNICAMP, 1989.
- [23] NELSON, D.V., Review of Fatigue Crack Growth Prediction Methods. Experimental Mechanics, Fevereiro, 1977.
- [24] BARNARD, P.T., LINDLEY, T.C. and RICHARDS, C.F., Mechanisms of Overload Retardation During Fatigue Crack Propagation, Fatigue Crack Growth Under Spectrum Loads, ASTM STP 595, American Society for Testing and Materials, pp. 78-97, 1976.
- [25] VOORWALD, H.J.C., Propagação da Trinca por Fadiga em Chapas Finas de Liga de Alumínio de Alta Resistência sob



Carregamentos de Amplitude Variável, Tese de Doutorado, UNICAMP, 1988.

- [26] PARIS, P. and ERDOGAN, F., A Critical Analysis of Crack Propagation Laws, Journal of Basic Engineering, Transactions of the ASME, Série D, Vol. 85, pp. 528-534, 1963.
- [27] THROOP, T.F. and MILLER, G.A., Optimum Fatigue Crack Resistance, Achievement of Hight Fatigue Resistance in Metals and Alloys, ASTM STP, 154, 1970.
- [28] FORMAN, R.G. KEARNEY, U. E. and ENGLE, R. M., Numerical Analysis of Crack Propagation in Cyclic Loaded Structures, Journal of Basic Engineering, Transactions of the ASME, pp. 459-464, 1967.
- [29] ORRINGER, O., Failure Mechanics: Damage Evaluation of Structural Componentes, Fracture Mechanics, Methodology, Engineering Aplication of Fracture Mechanics, Vol. I, Martinus Nijhoff Publischers, the Hayne, pp. 103-150, 1984.
- [30] GEIER, W. and SIPEL, K.O., Fatigue Crack Propagation under Variables Loads, AGARD-AG-157, pp. 7.3-7.32, May 1980.
- [31] ELBER, W., The Significance of Fatigue Crack Closure Damage Tolerance in Aircraft Structures; ASTM STP 486, American Society for Testing and Materials, pp. 230-242, 1971.
- [32] JACOBY, C. H., NOWACK, H. and VAN LIPZIG, H. T. M., Experimental Results and Hypothesis for Fatigue Crack Propagation under Spectrum Loads, ASTM STP 595, American Society for Testing and Materials, pp. 172-183, 1976.
- [33] KUMAR, R. and GARG, S.B.L., Influence of Stress Ratio and Material Properties on Effective Stress Range Ratio and



Crack Growth Engineering Fracture Mechanics, vol.32, n.2, pp. 195-202, 1989.

- [34] NELSON, D.V. and FUCHS, H.O., Prediction of Fatigue Crack Growth under Irregular Loading, Fatigue Crack Growth under Spectrum Loads, ASTM STP 595, American Society for Testing and Materials, pp. 267-291, 1976.
- [35] MILLER, M.S. and GALLAGHER, J.P., An Analysis of Several Fatigue Crack Growth Rate (FCGR) Descriptions. ASTM STP 738, 205-251, 1981.
- [36] SHIJVE, J., Observations on the Prediction of Fatigue Crack Growth Propagation under Variable Amplitude loading. ASTM STP 596, 3-23, 1976.
- [37] VOORWALD, H.J.C., TORRES, M.A.S., Estudo do Dano Acumulado na Propagação da Trinca por Fadiga em Chapas de uma Liga de Alumínio de Alta Resistência submetida a Carregamento de Amplitude Variável, 11th ABCM Mechanical Engineering Conference, pp. 9-12, 1991.
- [38] KNOTT, T.F. and PICKARD, A.C., Effects of Overloads on Fatigue Cracks Propagation in Cyclic Loaded structures. T. Bas. Eng., Transactions of the ASME 459-464, 1977.
- [39] MATSUOKA, S. and TANAKA, K. The Retardation Phenomena of FCG HT 80 Steel. Engng. Fracture Mechanics. 8, 507-523, 1976.
- [40] FLECK, N.A., Fatigue Crack Growth due to Periodic Underload and Overloads. Acta Metall. Vol. 33, n. 7, pp. 1339-1354, 1985.
- [41] SCHIJVE, J. Four lectures on Fatigue Crack Growth, Engineering Fracture Mechanics, Vol. II, Pergamon Press



- [42] WOOD, H.A., A Summary of Crack Growth Prediction Techniques, Copy from Agard-LS-62, Agard Lecture Series, n. 62.
- [43] HUDSON, C.M. and HARDRATH, H.F., Effects of Changing Stress Amplitude on the Rate of Fatigue - Crack Propagation in two Aluminium Alloys, National Aeronautics and Space Administration, Technical Note D-960.
- [44] DHAR, S., Influence of Multiple Overload on Fatigue Crack Retardation in High Strength Low Alloy Structural Steel, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 31, n. 3, pp.525-534, 1988.
- [45] MISUMI, M., OHKUBO, M., UCHIDA, M., Effect of Compressive Residual Stress on Surface Crack Growth in an Induction Hardened Steel, The Third international Conference on Residual Stresses, ICR-3, pp.38, Abstracts, 1991.
- [46] BERNARD, P.J., LINDLEY, T.C. and RICHARDS, C.E., Mechanics of Overload Retardation During Fatigue Crack Propagation, Fatigue Crack Growth Under Spectrum Loads, ASTM STP 595, American Society for Testing and Materials, pp. 78-97, 1976.
- [47] ADETIFA, D.A., GOWDA, C.U.B. and TOPPER, T.H., A Model for Fatigue Crack Growth Delay under Two-Level Block Loads, Fatigue Crack Growth under Spectrum Loads, ASTM STP 595, American Society for Testing and Materials, pp. 142-156, 1976.
- [48] LI, Y., LÉBRUN, T.L., CHEN, C.Q. and TI, N., Distribution of Residual Stress and Plastic Strain at a Crack Tip of an Aluminium Alloy - Influence of an Overload on Fatigue Crack Retardation, The THIRD International Conferences on Residual Stresses, ICRS-3, pp. 182 (ABSTRACTS), 1991.



- [49] VON EUW, E. F. J., HERTZBERG, R.W. and ROBERTS, R., Delay Effects in Fatigue Crack Propagation, Stress Analysis and Growth of Cracks, Proceedings of the 1971 National Symposium on Fracture Mechanics, Part I, ASTM STP 513, American Society for Testing and Materials, pp. 230-259, 1972.
- [50] TREBULES JR., V.M., ROBERTS, R. and HERTZBERG, R.W., Effect of Multiple Overloads on Fatigue Crack Propagation in 2024-T3 Aluminium Alloy, Progress in Flaw Growth and Fracture Toughness Testing, ASTM STP 536, American Society for Testing and Materials, pp. 115-146, 1973.
- [51] STEPPENS, R.I., CHEN, D.K. and HOM, B.W., Fatigue Crack Growth with Negative Stress Ratio Following Single Overloads In 2024-T3 and 7075-T6 Aluminium Alloys, Fatigue Crack Growth under Spectrum Loads, ASTM 595, American Society for Testing and Materials, pp. 27-40, 1976.
- [52] ALZOS, W. X., SKAT JR., A.C., and HILLBERRY, B.M., Effect of Single Overload/ Underload Cycles on Fatigue Crack Growth under Spectrum Loads, ASTM, STP, 595, American Society for Testing and Materials, pp. 41-60, 1976.
- [53] WEI, R.P., FENELLI, N.E., UNANGST, K.G. and SHIH, T.T., Fatigue Crack Growth Response Following a High-Load Excursion in 2219-T851 Aluminium Alloy, Transactions of the ASME, Vol. 102, julho, 1980.
- [54] WARD-CLOSE, C.M., BLOM, A.F. and RITCHIE, R. O., Mechanisms Associated with Transient Fatigue Crack Growth under Variable - Amplitude Loading: An Experimental and Numerical Study, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 32, n. 4, pp. 613-638, 1989.



- [55] YILDIRIM, N., VARDAR, Ö., Study of Periodic Overloads at a Fixed Overload-Ratio, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 36, n. 1, pp.71-76, 1990.
- [56] NORMAN JR., K.N., and DUBENSKY, R.G., Predicting Fatigue Crack Retardation under Single and Intermittent Overloading, Cracks and Fracture, ASTM STP 601, American Society for Testing and Materials, pp. 245-262, 1976.
- [57] VOORWALD, H.J.C. and TORRES, M.A.S., Negative Overload Effects in Fatigue Crack Growth, Joint FEFG/ICF International Conference on Fracture of Engineering Materials and Structures, Singapore, pp. 591-596, 1991.
- [58] MATTEWS, W. T., BARRATA, F. I. and DRISCOLL, G. W., Experimental Observations of a Stress Intensity History Effect Upon Fatigue Crack Growth Rate, International Journal of Fracture Mechanics, 7(2), 224, 1971.
- [59] HUDSON, C.M., A Root - Mean - Square Approach For Predicting Fatigue Crack Growth Under Random Loading, Methods and Models for Predicting Fatigue Crack Growth Under Random Loading ASTM STP 748, American Society for Testing and Materials, pp. 41-52, 1981.
- [60] WILLENBORG, J., ENGLE, R.M. and WOOD, H.A., A Crack Growth Retardation Model Using an Effective Stress Concept, Technical Memorandum 71-1 FBR, Janeiro 1971.
- [61] ELBER, W., The Significance of Fatigue Crack Closure Damage Tolerance in Aircraft Structures, ASTM STP 486, American Society For Testing and Materials, pp. 230-242, 1971.
- [62] WHELLER, O. E., Spectrum Loading and Crack Growth, Journal of Basic Engineering, vol. 94, 1972.



- [63] VOORWALD, H.J.C., TORRES, M.A.S. and PINTO JR., C.C.E., Fatigue Crack Growth Propagation Studies on Al 2024-T3 Under Variable Amplitude Loading. Proceedings of the Sixth International Conference, Kyoto, Japan, pp. 495-500, 1991.
- [64] VOORWALD, H.J.C., TORRES, M.A.S. and PINTO JR., C.C.E., Modelling of Fatigue Crack Growth Following Overloads. International Journal Fatigue, 13, n. 5, pp. 423-427, 1991.
- [65] DEXTER, R.J., HUDAK JR., S.T. and DAVIDSON, D.L., Modelling and Measurement of Crack Closure and Crack Growth Following Overloads and Underloads. Engineering Fracture Mechanics, vol. 33, n.6, pp. 855-870, 1989.
- [66] DAVIDSON, D.L. and HUDAK JR., S.T., Alterations in Crack-Tip Deformation During Variable - Amplitude Fatigue Crack Growth, Fracture Mechanics: Eighteenth Symposium ASTM STP 945, D.T. Read and R. P. Reed, Eds., American Society for Testing and Materials, pp. 934-954, 1988.
- [67] SHERCLIFF, H. R. and FLECK, N.A., Effect of Specimen Geometry on Fatigue Crack Growth in Plane Strain - II - Overload Response Fatigue Fracture, Engineering Materials Scitrutural, vol. 13, n.3, pp. 297-310, 1990.
- [68] ALAWI, H., Designing Reliably for Fatigue Crack Growth Under Random Loading. Engineering Fracture Mechanics, vol. 37, n.1, pp. 75-85, 1990.
- [69] RUSSEL, S.G., A New Model for Fatigue Crack Growth Retardation Following an Overload. Engineering Fracture Mechanics, vol. 33, n.6, pp. 839-854, 1989.
- [70] HUNSICKER, H.Y. Metallurgy of Heat Treatment and General Principles od Precipitation Hardening, Alchoa Research Laboratories, pp. 134-197.



- [71] Metals Handbook, vol. 2. Properties and Selection: Non Ferrous Alloyos and Pure Metals, ASM, 9th edition, p. 45, 1985.
- [72] GROSS, B., SRAWLEY, J. E. and BROWN, W.F., Stress Intensity Factors for a Single Edge Notch Tension Specimen by Boundary Collocation of a Stress Function, NASA, TN, D - 2395, 1964.
- [73] PEREZ, D., Fundamentos da Mecânica da Fratura, vols. I e II, Publicação Interna do ITA.
- [74] ASTM E 616-81, Standard Terminology Relating to Fracture testing, Annual Boot of ASTM Standards, Part 10, pp. 736-745.
- [75] QUITO, M.L., VOORWALD, H.J.C. E TORRES, M.A.S., Modelos de Propagação da Trinca por Fadiga em Carregamentos de Amplitude Constante, 6^o Simpósio Brasileiro sobre Tubulações e Vasos de Pressão, Rio de Janeiro, vol. I, pp. 139-146, 1990.
- [76] BELL, P.D. and WOLFMAN, A., Mathematical Modeling of Crack Growth Interaction Effects, Fatigue Crack Growth Under Spectrum Loads, ASTM STP 595, American Society For Testing and Materials, pp. 157-171, 1976.
- [77] VOORWALD, H.J.C., Estudo da Influência dos Efeitos de Interação Presentes em Carregamentos de Amplitude Variável, no Dano Total Durante o Período de Propagação da Trinca por Fadiga. Tese de Livre-Docência - UNESP, 1990.



