



FCTUC FACULDADE DE CIÊNCIAS
E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE COIMBRA

DEPARTAMENTO DE
ENGENHARIA MECÂNICA

Análise da propagação de fendas por fadiga baseada no CTOD para o aço inoxidável 304L

Dissertação apresentada para a obtenção do grau de Mestre em Engenharia
Mecânica na Especialidade de Produção e Projeto

Autor

Mariana Santos de Campos Ferreira

Orientador

Professor Doutor Fernando Jorge Ventura Antunes

Coorientador

Professor Doutor Pedro André Dias Prates

Júri

- Presidente** Professor Doutor José António Martins Ferreira
Professor Associado com Agregação da Universidade de Coimbra
- Orientador** Professor Doutor Fernando Jorge Ventura Antunes
Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra
- Vogais** Professor Doutor Ricardo Nuno Madeira Soares Branco
Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra

Coimbra, julho, 2017

“The difference between a successful person and others is not a lack of strength, not a lack of knowledge, but rather a lack in will.”

Vince Lombardi Jr.

À minha mãe e avós.

Agradecimentos

A dissertação apresentada foi apenas possível devido à contribuição das mais variadas pessoas, às quais desde já, deixo o meu profundo obrigado cuja ajuda se revelou essencial. Por este motivo, quero deixar registado em palavras o meu apreço:

Ao meu orientador, o Professor Fernando Antunes, por estar sempre disponível para me esclarecer as dúvidas, pela paciência, compreensão e ajuda.

A toda a minha família, principalmente à minha mãe, pelo contributo físico e psicológico constante, pelo apoio incondicional e pelo enorme esforço que fez e continua a fazer para me proporcionar o percurso académico, permitindo-me alcançar este objetivo.

A todos os meus amigos que estiveram ao meu lado ao longo este caminho árduo, pela ajuda, paciência e amizade, que levo comigo guardada e nunca será esquecida. Foram, sem dúvida, uma peça fulcral.

Ao Grupo de Tecnologia do Departamento de Engenharia Mecânicas pela disponibilização do programa de elementos finitos *DD3IMP*.

À Professora Doutora Marta Oliveira pela disponibilização do *template*.

Ao Professor Doutor Pedro Prates pelo apoio e ajuda na modelação do comportamento plástico do material.

À docente Catherine Gardin por disponibilizar resultados experimentais de $da/dN-\Delta K$ e o modelo de comportamento do material.

À Fundação para a Ciência e Tecnologia e ao Programa Operacional Temático Fatores de Competitividade (COMPETE), participado pelo fundo comunitário Europeu FEDER (Projeto PTDC/EMS-PRO/1356/2014; COMPETE: T449508144-00019113).



Resumo

Quando um componente é submetido a cargas cíclicas, o modo mais frequente de ruína é a falha por fadiga. De forma a se compreender melhor o seu comportamento, o seu estudo passa pela exploração de carregamentos mais simples, nomeadamente espectros de amplitude constante, ou de espectros de amplitude variável contendo sobrecargas e blocos de carga. Neste contexto da análise de fendas por fadiga a relação mais utilizada é, geralmente, $da/dN-\Delta K$. No entanto, ΔK quantifica a solitação elástica na extremidade de fenda o que não está totalmente correto pois não traduz corretamente a deformação ocorrida. Devido a essa limitação começou-se por utilizar um parâmetro que contemplasse a deformação elástica, o parâmetro de deslocamento de abertura de extremidade de fenda, CTOD.

Na presente dissertação procura-se estudar a propagação de fendas por fadiga no aço inoxidável 304L através da análise de CTOD. Para que esta análise fosse devidamente executada, recorreu-se a um programa de simulação numérica de elementos finitos (DD3IMP). Este foi o primeiro estudo realizado em que foram feitas previsões para diferentes razões de tensão. Foi realizada uma modelação cuidada das características elasto-plásticas do material de modo a obter de resultados mais exatos. Numa primeira fase estudou-se o efeito dos parâmetros numéricos na componente plástica de CTOD. Observou-se a existência de uma relação de tendência definida entre ΔK e a componente plástica, $CTOD_p$, mas que depende do comprimento de fenda. As curvas relação $da/dN-\Delta CTOD_p$ foram depois obtidas em tensão e deformação plana, com dois e cinco de carga entre propagações. A curva obtida em deformação plana com cinco ciclos de carregamento foi posteriormente utilizada para prever o efeito da alteração da razão de tensão em cada caso e de carregamentos de amplitude variável.

Palavras- Chaves Propagação de fendas por fadiga, $CTOD_p/\delta_p$, extremidade de fenda, fecho de fenda, razão de tensão-

Abstract

When a component is submitted to dynamic effort the main mode of ruin is the fatigue failure. For a better understanding of its behaviour, the study focus on the exploration of simpler loads, namely constant amplitude spectra, or variable amplitude spectra containing overloads and load blocks. In the context of the fatigue crack analysis, a ratio of $da/dN-\Delta K$ is generally used. However, ΔK quantifies the elastic part in the crack tip which is not correct because does not translate correctly the occurred strain. Due to this limitation a new concept has been used, a parameter which contemplates the plastic strain, the crack tip open displacement parameter, CTOD.

In the present thesis, it is intended to study the propagation of fatigue cracks in the stainless steel 304L CTOD analysis. Looking forward a well-structured paper and analysis, it is used a numerical program of finite elements (DD3IMP). This was the first study conducted in which predictions were made for different tension ratio tests. A careful modeling of the elastoplastic characteristics of the material was carried out in order to obtain more accurate results. In a first phase the effect of the numerical parameters in the plastic component of CTOD was studied. The existence of a defined trend relation between ΔK and the plastic component, $CTOD_p$, was observed but depends on the crack length. The ratio curves $da/dN-ACTOD_p$ were then obtained in plane stress and plane strain, with two and five load cycles between propagations. The curve obtained in plane strain with five charging cycles was later used to predict the effect of the stress ratio variation as well as the load variation.

Keywords Fatigue crack growth rate, $CTOD_p$, Crack Tip, 304L, crack closure, stress ratio.

Índice

Índice de Figuras.....	ix
Índice de Tabelas	xi
Simbologia e Siglas	xiii
Simbologia	xiii
Siglas.....	xv
1. Introdução	1
1.1. Enquadramento	1
1.2. Objetivos	4
1.3. Procedimento	4
1.4. Estrutura da dissertação	5
2. Revisão Bibliográfica	7
2.1. Modos de falha.....	7
2.2. Fadiga.....	8
2.3. Limitações das curvas da/dN- ΔK	10
2.4. Algumas soluções	11
2.5. Parâmetros não lineares de extremidade de fenda	13
2.5.1. Deslocamento de Abertura da Extremidade de Fenda (CTOD)	14
2.6. Estudo da propagação de fenda com base no CTOD.....	17
3. Análise Experimental.....	19
3.1. Material.....	19
3.1. Determinação experimental de da/dN	20
3.1. Modelação do comportamento elasto-plástico.....	23
4. Procedimento Numérico	27
4.1. Modelo Físico	27
4.2. Modelo de Elementos Finitos	29
4.3. Programa de elementos finitos	30
4.4. Determinação de $\Delta CTOD_p$	32
5. Resultados Numéricos	35
5.1. Efeito dos parâmetros numéricos	35
5.1.1. Efeito do incremento de fenda	35
5.1.2. Efeito do ponto de medição atrás da extremidade de fenda	37
5.1.3. Efeito do Número de Ciclos de Carga (NLC)	38
5.2. Curvas da/dN- δ_p	39
5.3. Previsões	40
5.3.1. Estado de Tensão	41
5.3.2. Razão de tensão	45
5.3.3. Cargas Variáveis	52
5.3.4. Efeito do ponto de medição nas previsões.....	55

6. Conclusão	57
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	59
APÊNDICE A	65

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1.1 - Procedimento para determinar a relação $da/dN - \delta_p$	5
Figura 2.1 - Curva típica $da/dN - \Delta K$	9
Figura 2.2 - Diagrama das zonas de extremidade de fenda, parâmetros e curvas tensão-deformação (adaptado de Sousa, 2014).	13
Figura 2.3 - a) CTOD igual ao deslocamento normal ao lano de fenda em relação à posição da extremidade; b) CTOD igual à distância entre a interseção de dois planos (de -45° e 45°) posicionados na extremidade de fenda) com a face de fenda inferior e superior.	15
Figura 3.1 - Geometria do provete de aço inoxidável 304L.	20
Figura 3.2 - Relação ΔK e comprimento de fenda, a	21
Figura 3.3 - Comprimento de fenda, a , em função do número de ciclos de carga, N	22
Figura 3.4 - Curva $da/dN - \Delta K$, em escala logarítmica, para o aço 304L, para as condições de carga aplicadas.	22
Figura 3.5 - Curva tensão-deformação para testes e simulação numérica. (Kokleang Vor, Catherine Gardin, Christine Sarrazin-Baudoux, Jean Petit, 2013).....	23
Figura 4.1- Condições de fronteira aplicadas a 1/4 do provete de teste.	27
Figura 4.2- Esquema equivalente aos provetes de teste com $a_0=15$ mm.	28
Figura 4.3 - Malha de elementos finitos para um comprimento de fenda inicial de $a_0=20$ mm.	29
Figura 4.4 - Curva CTOD– F , estado de deformação plana, para o nó 1, com dois ciclos de carga entre propagações e para um comprimento de fenda inicial de $a_0=20$ mm e $\Delta a=1,272$ mm, para aço 304L.....	32
Figura 5.1- Relação de δ_p com comprimento de fenda, para o material aço 304L, com $R=0,1$: a) NLC=2, deformação plana; b) NLC=5, Deformação plana; c) NLC=5, tensão plana.	36
Figura 5.2- δ_p em função de d , em mm, para o provete de aço 304L, com comprimento de fenda inicial de 17,5 mm, para deformação e tensão plana.	37
Figura 5.3 - Relação entre δ_p e a_0 , para deformação plana, no aço 304L.	38
Figura 5.4 - Curva da/dN vs δ_p , estado de deformação plana, para os nós 1 e 12, a dois e cinco ciclos de carga entre propagações. (deformação plana)	39
Figura 5.5– Relação $da/dN - \Delta K$, com $R=0,1$, onde se pode ver a curva do aço 304L obtida experimentalmente, comparada com as curvas em deformação e tensão plana. .41	

Figura 5.6 - Curva CTOD vs F dum provete 304L, com R=0,1 e $a_0=20$ mm, para cinco ciclos de carga, para os dois estados de tensão.	42
Figura 5.7- Curva CTOD vs F dum provete 304L, com R=0,3 e $a_0=20$ mm, para cinco ciclos de carga, para os dois estados de tensão.	43
Figura 5.8- Curva típica, em escala logaritmica, da/dN – ΔK , com R=0,3.....	43
Figura 5.9 - Relação δ_p com comprimento inicial de fenda, a_0	44
Figura 5.10 - Efeito da razão de tensões na Curva CTOD vs F, em deformação plana.	45
Figura 5.11- Curva da/dN- ΔK , em escala logarítmica, para várias razões de tensão: a) Deformação plana; b) Tensão plana.	46
Figura 5.12 - Variação do nível de fecho de fenda com a razão de tensão, obtida para uma simulação a cinco ciclos de carga entre propagações e para o nó 1.	47
Figura 5.13 - Variação de δ_p em função de δ_e , no aço 304L, com cargas diferentes para: a) Nó 1 em deformação plana, a 2 e 5 ciclos de carga; b) Nó 1 em tensão plana, apenas a 5 ciclos de carga; c) Nó 12 em deformação plana, a 5 ciclos de carga; d) Nó 12 em tensão plana, a 5 ciclos de carga.	49
Figura 5.14- Relação de deformação plástica no aço 304L para o nó 1, $\delta_{p,1}$, e nó 12, $\delta_{p,12}$, para deformação plana, a dois e cinco ciclos de carga.	50
Figura 5.15- Razão entre $\delta_{p,1}$, e $\delta_{p,12}$ com um aumento de carga.	51
Figura 5.16 – Evolução de $\delta_{p,1}$ em função da carga efetiva, $F_{max}-F_{open}$	52
Figura 5.17 - Velocidade de propagação de fenda quando o provete é sujeito a overloads: a) Deformação plana; b) Tensão Plana.	53
Figura 5.18 - Velocidade de propagação de fenda quando o provete é sujeito a cargas Low High: a) Deformação plana; b) Tensão Plana.	54
Figura 5.19 - Curva da/dN- ΔK , em escala logarítmica, para o nó 1 e nó 12, com R=0,1. ..	55

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 3.1- Parâmetros para encruamento do material para $\Delta\varepsilon = \pm 1\%$	25
Tabela 3.2- Propriedades mecânicas do 304L.	25
Tabela 4.1- Tabela com os ficheiros de entrada e saída de Software <i>DD3IMP</i>	31

SIMBOLOGIA E SIGLAS

Simbologia

a	Comprimento de fenda num dado instante
a_0	Comprimento inicial de fenda
C, m	Constantes da lei de Paris
d	Distância atrás da extremidade de fenda
da/dN	Velocidade de propagação de fenda
E	Módulo de Young
F_B	Força de abertura de fenda
$F_{máx}$	Força máxima num ciclo de carregamento
$F_{mín}$	Força mínima num ciclo de carregamento
F_{open}	Força de abertura de fenda
F_{th}	Limiar de força de propagação de fenda
K	Fator de intensidade de tensões
K_{aber}	Limiar de abertura de fenda
K_{Ic}	Tenacidade à fratura

$K_{m\acute{a}x}$	Fator de intensidade de tensão máximo
$K_{m\acute{i}n}$	Fator de intensidade de tensões mínimo
R	Razão de tensões num ciclo de carregamento
r_{pc}	Raio da zona plástica inversa
Y	Parâmetro geométrico
δ_e	Gama de $CTOD_e$
δ_p	Gama de $CTOD_p$
Δa	Distância percorrida relativamente ao comprimento inicial de fenda
ΔK	Gama do fator de intensidade de tensões
ΔK_{ef}	Gama efetiva do fator de intensidade de tensões
ΔK_{th}	Limiar de propagação de fendas por fadiga
$\Delta \varepsilon_p$	Gama de deformação plástica
$\bar{\varepsilon}^p$	Deformação plástica equivalente
ε_p	Deformação plástica
ε_{p0}	Deformação plástica no início de cada ciclo de carga
σ	Tensão aplicada

σ_B	Tensão de abertura de fenda
$\sigma_{m\acute{a}x}$	Tensão máxima
$\sigma_{m\acute{i}n}$	Tensão mínima
σ_{ys}	Tensão de cedência
$\bar{\sigma}$	Tensão equivalente
σ	Tensor das tensões de Cauchy
$\sigma(\bar{\epsilon}^p)$	Tensão de escoamento
σ_{sat}, σ_0 e C_σ	Parâmetros do encruamento isotrópico
Y	Tensão de cedência
Σ	Tensor das tensões efectivo
X_i	Posição do campo elástico
Σ_{xx}	Componentes de endurecimento isotrópico
C_X, X_{Sat}	Parâmetros de encruamento cinemático

Siglas

ASTM	American Society for Testing and Materials
CA	Constant Amplitude

CJP	Christopher James Patterson (model)
COD	Crack Opening Displacement (Deslocamento de abertura de fenda)
CTOD	Crack Tip Opening Displacement (Deslocamento de abertura da extremidade de fenda)
CTODp	Crack Tip Opening Displacement plastic (Deslocamento de abertura da extremidade de fenda plástico)
C(T)	Provete com fenda na extremidade
DD3IMP	Three-Dimensional Elasto-plastic Finite Element Program
DEMUC	Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Coimbra
DP	Deformação Plana
ENSMA	École nationale supérieure de mécanique et d'aérotechnique
FCTUC	Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra
MFLE	Mecânica da Fratura Linear Elástica
NLC	Number of Load Cycles
PICC	Plasticity-induced Crack Closure
TP	Tensão Plana
NLC	Number of Load Cycles
PICC	Plasticity-induced Crack Closure

1. INTRODUÇÃO

1.1. Enquadramento

Ao longo das últimas décadas, a análise e dimensionamento de componentes estruturais tem sofrido um desenvolvimento bastante importante. Isto deve-se aos avanços nas áreas de mecânica da fratura e fadiga, e nos métodos numéricos de análise estrutural. A falha por fadiga é responsável por 80% a 90% das falhas em serviço de componentes mecânicos (Branco C. et al. 2012). É um fenómeno físico complexo, que depende de vários fatores, tais como: a geometria do componente, a intensidade, tipo e duração dos carregamentos dinâmicos, as propriedades físico-químicas e a microestrutura dos materiais, e as condições ambientais (humidade, temperatura, ambiente corrosivo). Caracteriza-se por um processo de degradação progressiva das propriedades mecânicas do material, processo esse que se baseia no aparecimento, crescimento lento de uma ou mais fendas, conduzindo a fratura final. Comparativamente ao carregamento estático, o cíclico permite níveis de tensão muito mais baixos. A ocorrência de falha por fadiga é favorecida pela existência de uma zona de concentração de tensões.

Todos os projetos estruturais de elementos de máquinas que sofrem a ação de cargas cíclicas devem ser dimensionados considerando a vida útil do material (H. F. Hardrath, 1970).

De modo a determinar esta vida útil são normalmente utilizadas curvas da/dN - ΔK , em que da/dN é a velocidade de propagação de fenda por ciclo de carga e ΔK é a gama

do fator de intensidade de tensões. Contudo, ΔK é um parâmetro elástico enquanto que a propagação de fendas por fadiga está ligada a mecanismos não-lineares e irreversíveis que ocorrem na extremidade de fenda. Daí resulta que ΔK , para além de se manifestar incapaz de prever a influência da razão de tensões, do efeito do histórico de carga e do comportamento de fendas curtas, também apresenta problemas dimensionais e uma aplicação limitada à Mecânica de Fratura Linear Elástica (MFLE). Existe um valor mínimo de ΔK , denominado limiar de fadiga, abaixo do qual não há qualquer propagação de fenda. A sua determinação experimental encontra-se normalizada, sendo, porém, bastante trabalhosa.

De modo a contornar estes problemas associados ao parâmetro elástico, foram criadas novas teorias como o conceito de fecho de fenda, o fecho de fenda parcial, o T-Stress e o modelo *CJP* (Modelo de Christopher James Patterson). Porém, estas abordagens apenas mitigam o problema, e levantam novas questões. O conceito de fecho de fenda, por exemplo, não é consensual havendo diversos autores que questionam a sua importância.

Poderá vir a ser uma alternativa, a utilização de parâmetros não lineares que quantifiquem os fenómenos não lineares e irreversíveis, nomeadamente a deformação plástica, que ocorrem na extremidade de fenda. Existem vários parâmetros não-lineares que podem caracterizar a deformação plástica na extremidade da fenda, entre eles, o Integral J, a energia dissipada na extremidade da fenda, a gama de deformação plástica e o *CTOD_p*, sendo este último o objeto de estudo nesta dissertação.

O *CTOD* (Crack Tip Opening Displacement) é um parâmetro clássico no âmbito da mecânica de fratura elasto-plástica. Porém, a sua utilização em fadiga é pouco frequente e com pouco sucesso. No entanto, a utilização da componente plástica de *CTOD*, permitiu obter uma relação robusta com da/dN , em trabalhos anteriores do grupo de investigação. Esta abordagem baseia-se em duas premissas: (1) que a propagação de fendas por fadiga está intimamente relacionada com a deformação plástica na extremidade da fenda; (2) que essa deformação pode ser quantificada pelo *CTOD* plástica. Isto é, acredita-se que a componente plástica de *CTOD*, *CTOD_p*, é capaz de quantificar a deformação plástica. Em estudos

anteriores foram analisadas as ligas de alumínio 6082-T6, 7050-T6 e 2050-T8, tendo-se obtida curvas $da/dN-\delta p$. Porém, não foi ainda analisado qualquer aço.

Posto isto, pretende-se, então, relacionar $\Delta CTOD_p$ com da/dN , para o aço inoxidável 304L.

1.2. Objetivos

O objetivo geral desta dissertação é o estudo de propagação de fendas por fadiga do aço 304L, com base no parâmetro CTOD. Outro grande objetivo é validar a capacidade de previsão do modelo $da/dN-\delta p$, em termos qualitativos.

Como objetivos específicos podem indicar-se:

- Estudar o efeito dos parâmetros numéricos em δp , nomeadamente do ponto de medição do CTOD, da propagação de fenda e do número de ciclos entre propagações;
- Obter a curva $da/dN-\delta p$ para o aço inoxidável 304L;
- Utilizar a lei de comportamento $da/dN-\delta p$ para prever o efeito do estado de tensão, da razão de tensões e da história de carga. Pretende-se assim validar a capacidade de previsão do modelo $da/dN-\delta p$.

1.3. Procedimento

A figura 1.1 representa, esquematicamente, a estratégia para obter as curvas $da/dN-\delta p$. A determinação da velocidade de propagação da fenda (da/dN) é feita experimentalmente seguindo os procedimentos recomendados nas normas internacionais. Nesta tese os valores experimentais de da/dN foram obtidos na ENSMA, Poitiers, França, pelo grupo de investigação da Professora Catherine Gardin. A modelação do comportamento elasto-plástico do material, que é baseada em ensaios de fadiga oligocíclica, foi também feita pelo grupo de Poitiers.

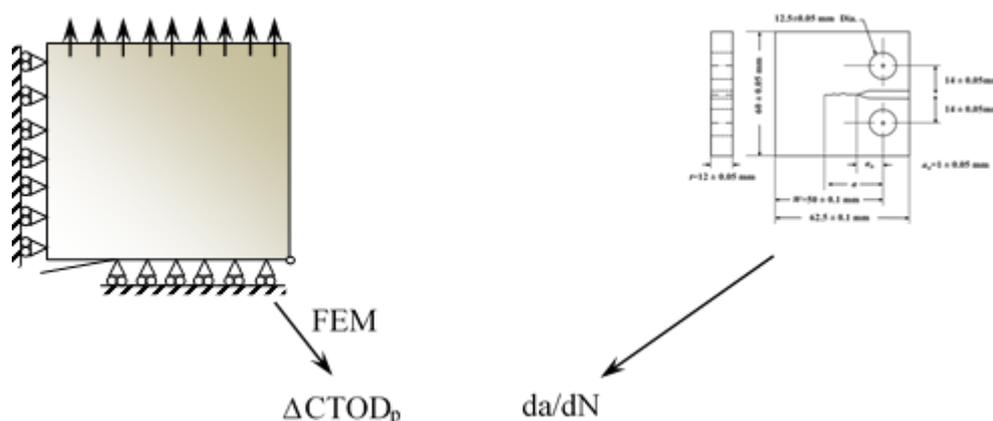


Figura 1.1 - Procedimento para determinar a relação da/dN - δ_p .

O procedimento experimental é depois replicado numericamente, com o objetivo de prever os valores de $CTOD$ plástico. Assim, procura-se replicar a geometria do provete, o carregamento cíclico e o comportamento do material. São considerados vários comprimentos de fenda para definir vários pares de valores $(\delta_p, da/dN)$. Para a realização das simulações numéricas utilizou-se o programa de elementos finitos desenvolvido pelo Grupo de Tecnologia do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Coimbra, o *Three-Dimensional Elasto-plastic Finite Element Program (DD3IMP)*.

As curvas da/dN versus δ_p são obtidas juntando o valor experimental de da/dN com a previsão numérica de $CTOD_p$, para cada comprimento de fenda. O modelo assim obtido pode depois ser utilizado para prever o efeito de alterações de carga e de geometria do provete.

1.4. Estrutura da dissertação

A presente dissertação encontra-se subdividida em seis capítulos, incluindo o presente capítulo introdutório. A estrutura é apresentada em seguida:

- **Capítulo 2:** Neste capítulo, designado por revisão bibliográfica, são introduzidos conceitos e definições consideradas relevantes para a compreensão dos capítulos seguintes.

- **Capítulo 3:** Seguidamente, apresentam-se os procedimentos experimentais para obtenção de da/dN e das curvas de comportamento cíclico do material, e apresentam-se os resultados obtidos.
- **Capítulo 4:** Aqui é feita a descrição do procedimento numérico utilizado, relativa à geometria e material do provete, à malhagem, e ao programa de elementos finitos ao qual se recorreu, e é dada informação inerente à modelação do material.
- **Capítulo 5:** Este capítulo estabelece uma relação entre $\Delta CTOD_p$ e da/dN . Essa relação é depois utilizada para prever o efeito do estado de tensão e do carregamento. É feito um estudo inicial do efeito dos parâmetros numéricos. São depois apresentados os resultados obtidos para o $CTOD_p$.
- **Capítulo 6:** Por fim, o último capítulo, apresentam-se as conclusões finais retiradas desta dissertação e são feitas propostas para trabalhos futuros.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1. Modos de falha

Mesmo que, em todos os projetos, se pretenda que o material não apresente falhas, é de conhecimento comum que tal não é fácil. Para tentar contornar este problema, têm-se feito estudos cada vez mais aprofundados de modo a aumentar o conhecimento acerca das limitações de cada material e sua aplicação.

Dependendo dos parâmetros característicos de cada caso, como por exemplo, o tipo de material, carregamento ou condições ambientais, o modo de falha será distinto e poderão ocorrer falhas por:

- Fluência: fenómeno caracterizado por um aparecimento de deformação plástica num período de tempo relativamente longo, que avança de forma progressiva e acelerada até à rotura. Esta rotura ocorre assim que se dá o estrangulamento da secção transversal.
- Fratura: fenómeno independente do tempo e que pode ser de dois tipos: Fratura Frágil ou Fratura Dúctil.
- Fadiga: fenómeno responsável por 80% a 90% de falhas individuais em metais (Branco *et al*, 2012). Este tipo de falhas ocorre para cargas variáveis no tempo.

2.2. Fadiga

A fadiga caracteriza-se por atuar em componentes que estejam em funcionamento e são solicitados por cargas variáveis no tempo, que levam à rotura progressiva com os ciclos de tensão ou deformação. A falha ocorre para tensões inferiores às de rotura estática.

Nas curvas de fadiga identificam-se três regimes diferentes: a iniciação, a propagação e a rotura. O primeiro rege-se pela nucleação e pelo crescimento microscópico de fenda. O facto de existirem menos constrangimentos na superfície faz com que esta fase ocorra, maioritariamente, nessa zona e em zonas de maior concentração de tensões, o que favorece a existência de deformação plástica. O segundo regime subdivide-se numa fase inicial de propagação lenta e a posterior propagação mais rápida. Aqui a fenda adquire normalmente uma propagação perpendicular à direção de aplicação de carga. Por último, a denominada “rotura” dá-se assim que a fenda atinge a sua dimensão crítica, ou seja, quando se começa a propagar de forma instável com uma velocidade elevada.

Para a compreensão deste tipo de defeitos e sua propagação, em 1958, Irwin iniciou o estudo da Mecânica de Fratura Linear Elástica (*MFLE*), onde demonstrou que para além de todo e qualquer componente possuir fendas, desde início, a magnitude de tensão na frente de cada fenda poderá ser quantificada em termos do fator de intensidade de tensão (K). Este fator, expresso na equação (2.1), vem em função da tensão aplicada, σ , do modo como se dá a deformação da fenda, da dimensão desta, a , e da geometria do componente em questão, Y .

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

Assim que K atinge o seu valor máximo ou crítico denominado por K_{IC} , dá-se a rotura instável do material. A propagação de fendas por fadiga foi relacionada com a gama do fator de intensidade de tensão:

$$\Delta K = K_{máx} - K_{mín} \quad (2.2)$$

onde $K_{m\acute{a}x}$ e $K_{m\acute{i}n}$ são, respectivamente, o valor máximo e mínimo num ciclo de carregamento. A taxa de crescimento da fenda, da/dN , está relacionada com este parâmetro, de acordo com a figura 2.1.

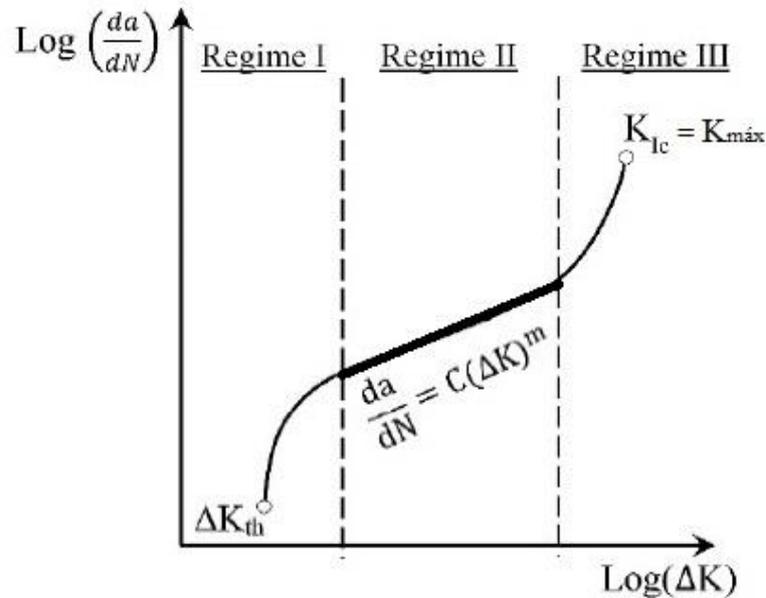


Figura 2.1 - Curva típica $da/dN - \Delta K$.

Conseguimos facilmente distinguir três etapas, desde o valor mínimo de ΔK , até ao seu valor máximo.

A primeira, o regime I, tem como limite inferior de propagação de fendas por fadiga o valor de ΔK_{th} , limiar de propagação de fendas por fadiga, abaixo do qual não existe propagação. O facto de existirem barreiras microestruturais impede a normal propagação da fenda, tornando esta uma velocidade mais baixa.

A linearidade entre a velocidade de propagação e o fator de intensidade de tensões, em escalas logarítmicas, do regime II é descrita pela equação 2.3. Equação essa conhecida como Lei de Paris, devido aos seus criadores em 1963, Paris e Erdogan, onde C e m são constantes obtidas experimentalmente. Estas constantes dependem de fatores como o material, a razão de tensão e as condições ambientais.

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (2.3)$$

No último regime, o III, a propagação de fenda ocorre a uma velocidade mais rápida, aproximando o valor de $K_{máx}$ ao valor da tenacidade à fratura K_{IC} do material, à qual ocorre a rotura final.

A tensão média, que tem um efeito bastante significativo na propagação da fenda, é representada como a relação entre as tensões mínima e máxima, na equação 2.4. Em geral, o aumento de R faz aumentar a velocidade de propagação de fenda.

$$R = \frac{\sigma_{mín}}{\sigma_{máx}} = \frac{K_{mín}}{K_{máx}} \quad (2.4)$$

Mais à frente estudar-se-á a influência da tensão média, através do estudo de R , que tem um papel bastante importante no fenómeno denominado por “fecho de fenda”.

2.3. Limitações das curvas $da/dN-\Delta K$

Normalmente toma-se como válido que a propagação de fenda na extremidade desta é controlada pelo campo linear elástico (Rice, 1967). Nas curvas $da/dN-\Delta K$ o fator K quantifica a concentração de tensões na extremidade da fenda, que depende do comprimento de fenda, da carga remota e da geometria do componente.

Porém, o mecanismo de propagação de fendas está relacionado com fenómenos não lineares e irreversíveis, aos quais o fator elástico K não consegue dar resposta.

É evidente que existe inúmera literatura baseada em curvas $da/dN-\Delta K$, e como tal, esta relação não será descartada, até porque a sua utilização tem algumas vantagens que a justificam. De facto, ΔK pode ser encontrado numericamente e já existem diferentes soluções e vastos estudos feitos em geometrias distintas. Para fissuras longas, $da/dN-\Delta K$, continua a traduzir bons resultados no âmbito da *MFLE*. Contudo, foram identificadas diferentes limitações como a incapacidade de prever a influência de R e da história de carga. A determinação do valor de ΔK abaixo do qual não há propagação, o limiar de fadiga, é um processo moroso e trabalhoso. Retomando a equação 2.3 podemos, também, identificar alguns problemas dimensionais. Ora ΔK^m toma as unidades de $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$, mas da/dN traduz

m/ciclo, o que implica que a constante C tenha que assumir valores dimensionais, de modo a que a equação seja coerente.

2.4. Algumas soluções

Diferentes soluções têm sido propostas de modo a tentar corrigir as limitações das curvas $da/dN-\Delta K$. Uma delas, a mais relevante, dá-se pelo nome de “Fenómeno de Fecho de Fenda”. Ele consiste no contacto físico dos flancos de fissura para uma gama de tensões, na qual é suposto não existir propagação. O espectro de carga efetiva é então traduzido pela equação 2.5.

$$\Delta K_{ef} = K_{m\acute{a}x} - K_{aber}, \quad (2.5)$$

onde K_{aber} é o fator de intensidade de tensões abaixo da qual não há abertura dos flancos de fenda, e estes estão em contacto devido às tensões de compressão aí geradas; e $K_{m\acute{a}x}$ é o factor associado ao valor máximo do ciclo de tensão a que o material é sujeito. Não há, porém, uma metodologia aceite que nos permita saber o valor de K_{abert} com precisão, sendo possível obter diferentes valores, tanto por via experimental como numérica.

Além disso, existem vários mecanismos de fecho de fenda, a serem estudados, induzidos por: plasticidade (PICC) (Ritchie *et al.*, 1980); rugosidade (RICC) (Suresh *et al.*, 1982); oxidação (OICC) (Suresh *et al.*, 1981); fluido viscoso (Tzou *et al.*, 1985); transformação de fase (Pineau e Pelloux, 1974) e pó de grafite (Takeshi e Koboyashi, 1987).

O mecanismo de fecho estudado nesta dissertação é o PICC, que se baseia na formação de uma zona plástica residual, na vizinhança das faces da fenda devido ao material deformado de forma irreversível. Na extremidade de fenda, durante a descarga, o retorno do material deformado à posição inicial, em regime elástico, faz com que apareçam tensões de compressão que promovem o contacto entre ambas as faces da fenda antes de se atingir a carga mínima do ciclo de carregamento.

O fenómeno de fecho de fenda é uma tentativa de corrigir o fator ΔK , como já foi mencionado, no entanto não resolveu totalmente o problema, levantando até novas questões. Alguns autores sugerem que a taxa de propagação de fendas por fadiga é controlada por uma força motriz, função de $K_{m\acute{a}x}$ e ΔK , não sendo o fecho de fenda relevante.

Foi também proposto um conceito de “fecho de fenda parcial”. Este fenómeno defende que o contacto entre os flancos da fissura não se dá imediatamente atrás da ponta da fenda, o que implica a existência de uma contribuição do espectro de carga abaixo do fecho de fenda para o dano à fadiga (Paris PC, 1999; Kujawski, 2001).

Não contentes com as soluções até então encontradas, muitos investigadores afirmam a necessidade de calcular parâmetros complementares. Por exemplo, o modelo *CJP* usa quatro parâmetros diferentes para descrever o campo de tensão na extremidade de fenda. O conceito de *T-stress* quantifica o efeito da geometria do provete no fecho de fenda, que é representado pelo segundo termo da expansão da série de Williams para o campo linear elástico de uma fenda. Este termo caracteriza a tensão paralela ao plano de fenda. Um provete C(T) tem uma *T-stress* positiva que aumenta com o comprimento de fenda (Tong, 2002). O sinal e a intensidade deste termo mudam substancialmente o tamanho e a forma da zona plástica na extremidade de fenda (Larson, 1973; Rice, 1974). Valores de *T-stress* positivos fortalecem a triaxialidade de tensões na extremidade e restringem a cedência, contrariamente a valores negativos que reduzem o nível de triaxialidade de tensões e favorecem a plasticidade. Em suma, para *T-stress* negativas são esperados valores mais elevados de fecho.

No entanto, tendo em conta as limitações na utilização do fator de intensidade de tensões em estudos de fadiga, ponderou-se o uso de parâmetros não lineares para quantificar a deformação plástica na extremidade de fenda.

2.5. Parâmetros não lineares de extremidade de fenda

Na figura 2.2 estão esquematicamente representadas as três zonas distintas que é possível identificar da extremidade de fenda (Paul e Tarafder, 2013).

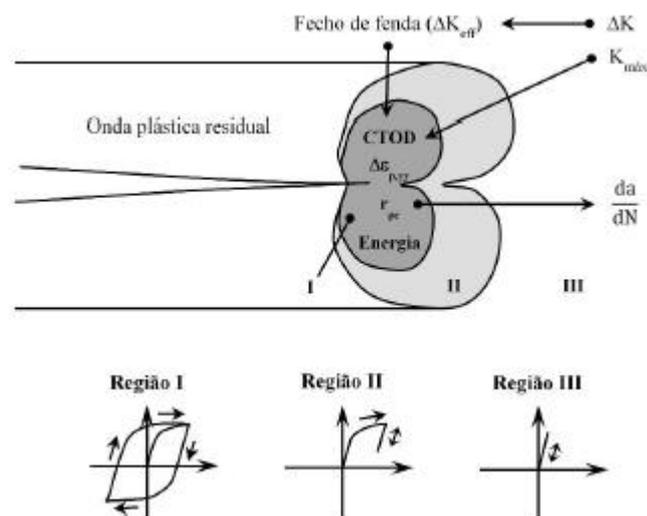


Figura 2.2 - Diagrama das zonas de extremidade de fenda, parâmetros e curvas tensão-deformação (adaptado de Sousa, 2014).

Pode-se identificar e classificar essas três zonas como:

- Região I: A chamada “zona plástica cíclica” onde surge um ciclo de histerese cujo tamanho depende da razão de tensões e do valor de ΔK .
- Região II: A zona plástica monótona, durante a qual o carregamento provoca deformação plástica e após o mesmo dá-se uma carga-descarga elástica.
- Região III: A zona elástica onde a deformação sofrida é simplesmente elástica.

De entre os parâmetros não lineares, os mais relevantes são a gama de deformação plástica ($\Delta\varepsilon_{p,yy}$), o raio da zona plástica inversa (r_{pc}), a dissipação plástica total por ciclo e o deslocamento de abertura de fenda ($CTOD$).

2.5.1. Deslocamento de Abertura da Extremidade de Fenda (CTOD)

Em 1961, Wells, após observar os efeitos de arredondamento na extremidade de fenda, verificou que esse mesmo mecanismo crescia de forma proporcional à tenacidade do material. Este acontecimento conduziu-o ao conceito do deslocamento de abertura de fenda (*CTOD*).

O *CTOD* é um parâmetro de elevada importância no que concerne à caracterização do comportamento à fratura dos materiais dúcteis. Consiste na distância física entre as duas superfícies de fenda de fadiga. Devido ao seu significado físico e à necessidade de estender a aplicação do fator de intensidade de tensões elástico às condições elasto-plásticas, desenvolveu-se o parâmetro *CTOD*. No entanto, há que ter muito cuidado na determinação do seu valor crítico, pois uma estimativa errada pode conduzir a uma propagação instável e conseqüente falha com danos graves. Contrariamente, uma subestimativa leva a uma limitação excessiva do tamanho de defeitos, conduzindo a serviços de manutenção desnecessários.

Existem duas definições para o conceito de *CTOD*. Uma delas consiste no deslocamento normal ao plano da fenda relativamente à posição original da extremidade de fenda, como se pode ver na figura 2.3a, a outra consiste na distância entre dois pontos definidos pela intersecção das faces da fenda com duas linhas, a +45° e a -45°, com origem na extremidade de fenda, como se pode ver na figura 2.3b. Se o arredondamento da extremidade de fenda apresentar formato semicircular, ambas as definições acima descritas são equivalentes.

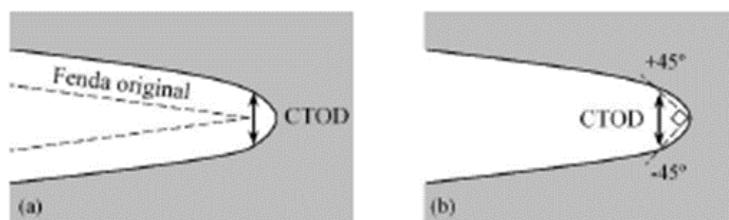


Figura 2.3 - a) CTOD igual ao deslocamento normal ao plano de fenda em relação à posição da extremidade; b) CTOD igual à distância entre a interseção de dois planos (de -45° e 45°) posicionados na extremidade de fenda) com a face de fenda inferior e superior.

Para tensão plana, o perfil linear elástico é dado por:

$$CTOD_e = \begin{matrix} + \\ - \end{matrix} \frac{4K}{E} \sqrt{\frac{d}{2\pi}} \quad (2.6)$$

Na equação 2.6, d é a distância do ponto de medição relativamente à extremidade da fenda, E é o módulo de *Young* e K é o fator de intensidade de tensões. A distinção entre o sinal positivo e negativo deve-se à referência às faces superior e inferior, respetivamente.

A medição experimental da abertura de fenda é efetuada em zonas relativamente afastadas da extremidade de fenda. Existem duas técnicas bastante relevantes: a *Digital Image Correlation (DIC)* e a *Compliance*. A técnica *DIC* baseia-se na medição da deformação total (plástica e elástica) na superfície de um provete, que é efetuada sem contacto. Esta medição permite obter os campos de deslocamentos atrás da extremidade de fenda. No que toca à deformação elástica é discutível, no entanto, a sua capacidade de medição da deformação total (sendo que a deformação plástica é, geralmente, de magnitude superior à elástica) é incomparável. Esta técnica tem sido utilizada no estudo dos campos de deformação (Sutton *et al.*, 2000) e tem permitido extrair informação sobre parâmetros da *MFLE* como: a carga de fecho (Nowell e De Matos, 2010; Yusof *et al.*, 2013), a extensão da zona plástica (Lopez-Crespo *et al.*, 2009) e o deslocamento de abertura de fenda (*COD*).

A *Compliance* é uma técnica que se baseia no facto de que a presença de uma fenda numa estrutura estimular o aumento na sua flexibilidade. A medição da variação é útil na determinação do comprimento de fenda e da resposta em termos de fecho de fenda do provete em estudo. Os métodos *Compliance* têm-se tornado técnicas *standard* para a medição da carga inerente ao fecho de fenda, quer a medida seja feita numa zona remota da

extremidade de fenda (métodos globais), quer seja feita em zonas adjacentes à extremidade de fenda (métodos locais) (Newman e Elber, 1988).

Por microfractografia, Pelloux (1970), provou que o conceito de *CTOD* permitia a previsão do espaçamento das estrias de fadiga e, conseqüentemente, da taxa de crescimento de fenda. De outro modo, Bates e Santhanam (1980) realacionaram o deslocamento de abertura de fenda com a deformação na extremidade do entalhe:

$$CTOD = 0,103 \cdot \varepsilon_{p,yy} \quad (2.7)$$

Em que $\varepsilon_{p,yy}$ corresponde à deformação plástica total, segundo a direcção vertical, ou seja, perpendicular à direcção de carregamento.

Nicholls (1993) propôs:

$$CTOD = 2R = \frac{\lambda K^2}{E\sigma_{ys}} \quad (2.8)$$

E mais tarde, em 1994, assumiu-se uma relação entre a taxa de crescimento de fenda e o *CTOD*, traduzida pela razão polinomial:

$$\frac{da}{dN} = b(CTOD)^{1/p} \quad (2.9)$$

Tvergaard (2004) e Pippin e Grosinger (2013) apontaram uma relação linear entre da/dN e a variação de *CTOD* para materiais com elevada ductilidade:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta CTOD) \quad 2.10$$

Tendo em conta a dificuldade associada à medição experimental do *CTOD*, que deve ser efetuada junto à extremidade de fenda, é necessário recorrer à utilização de programas de simulação numérica. Na presente dissertação fez-se o estudo de *CTOD* por recurso ao programa de elementos finitos, *DD3IMP*.

2.6. Estudo da propagação de fenda com base no CTOD

Estudos de da/dN em função de parâmetros não lineares foram feitos por diferentes autores. Glinka (2015) propôs uma ligação entre da/dN e campos de tensão e deformação, contudo no final recorreu novamente ao ΔK . Engler-Pinto propôs uma curva da/dN -Energia e aplicou-a para prever o efeito de sobrecargas. Além disso, os estudos não tiveram continuidade, já que as curvas da/dN - ΔK continuaram o seu domínio dos estudos de fadiga.

Foi proposta uma nova abordagem em trabalhos anteriores (Antunes, 2016), onde se substitui o uso de ΔK por $\Delta CTOD$ plástico, logo, construindo um gráfico da/dN em função de $\Delta CTOD_p$. Esta abordagem baseia-se em duas suposições:

- a propagação da fenda por fadiga está ligada à deformação plástica na ponta da fenda, e
- o $\Delta CTOD_p$ é capaz de quantificar o nível desta deformação plástica.

O grupo de investigação desenvolveu diferentes estudos baseados no $CTOD$, nomeadamente: o estudo da propagação de fenda nas ligas de alumínio 6082-T6 (Mesquita, 2016), 7050 e 2050-T8 (Serrano, 2017), o estudo do limiar de fadiga (Loureiro, 2016) e o efeito de parâmetros numéricos no valor de $CTOD$ e nas previsões de da/dN (Simões, 2017).

O principal objetivo aqui é obter curvas da/dN - $\Delta CTOD_p$ para o aço inoxidável 304L. Finalmente, o da/dN - $\Delta CTOD_p$ será utilizado para prever da/dN para diferentes padrões de carga, nomeadamente sobrecargas, subcargas e blocos de carga.

3. ANÁLISE EXPERIMENTAL

3.1. Material

O material estudado nesta dissertação foi o aço inoxidável 304L. É um aço com microestrutura austenítica e não-magnética, com uma composição de Crômio (min. 18.0%) e Níquel (min. 8%), assim conhecido por “18-8”. Possui uma boa resistência à corrosão, pois os elementos de liga estão presentes numa única fase, assim como uma boa facilidade em moldar a frio e de soldar, contudo o encruamento é superior à maior parte dos aços não ligados. A resistência à tração deste material varia entre 515 a 680 MPa e a sua dureza, em *Vickers*, é de 155 HV. Distingue-se muitas vezes este aço do 316L, devido à presença de Molibdénio no segundo, o que garante melhor qualidade para as mesmas aplicações.

As aplicações deste tipo de aço estendem-se ao uso em equipamentos domésticos ou industriais. É utilizado nos equipamentos de fabricação de cerveja, processamento de leite e vinho. Devido às suas propriedades, a sua aplicação em cozinhas é muito vasta nos balcões e nos aparelhos. Na indústria da construção civil é utilizado em painéis, caminhos de ferro e em edifícios, como aço estrutural. Na área automóvel e aeroespacial é muito comum, não esquecendo sistemas porca-parafuso/fuso e veios.

3.1. Determinação experimental de da/dN

A velocidade de propagação de fenda, da/dN , foi obtida utilizando o provete C(T), ilustrado na figura 3.1, que tem uma largura $W=50$ mm e uma espessura de 10 mm. Os resultados expressos nas figuras seguintes foram cedidos por Catherine Gardin, *Poitiers*, França.

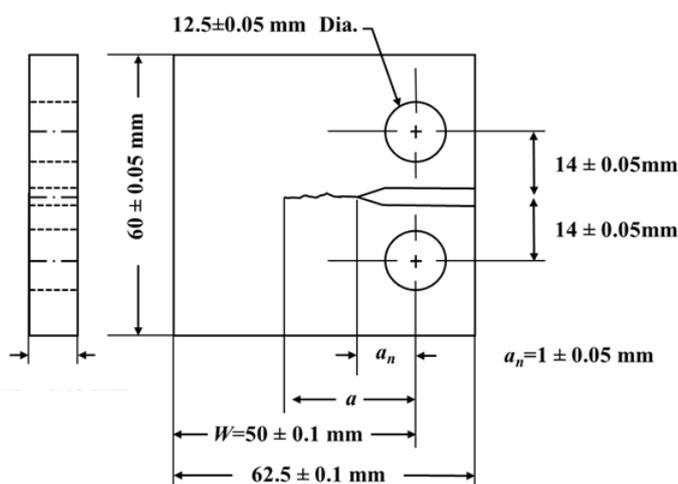


Figura 3.1 - Geometria do provete de aço inoxidável 304L.

Tal como referido no capítulo anterior, K é função da tensão aplicada, da geometria do sólido em causa e do comprimento de fenda. A norma indica que, para o provete C(T):

$$K = \frac{P}{b \cdot \sqrt{W}} \cdot \left(\frac{2 + \frac{a}{W}}{\left(1 - \frac{a}{W}\right)^{\frac{3}{2}}} \cdot \left(0,886 + 4,64 \cdot \left(\frac{a}{W}\right) - 13,32 \cdot \left(\frac{a}{W}\right)^2 + 14,72 \cdot \left(\frac{a}{W}\right)^3 - 5,6 \cdot \left(\frac{a}{W}\right)^4 \right) \right) \quad (3.1)$$

Para uma razão de tensões de $R=0.1$, à temperatura ambiente, considerou-se a curva ΔK em função do comprimento de fenda, a , presente na figura 3.2. Nesta figura são indicados os valores considerados no estudo numérico que se descreve no capítulo 4.

Notar que o ensaio foi feito com carga decrescente, isto é, o aumento do comprimento de fenda foi acompanhado por um decréscimo da carga aplicada. O modelo utilizado para fazer decrescer a carga foi:

$$\Delta K = 20 \times e^{-0.1 \times (a-14.1)} \quad (3.2)$$

Em que os valores de ΔK estão em $\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$ e os valores de a estão em mm.

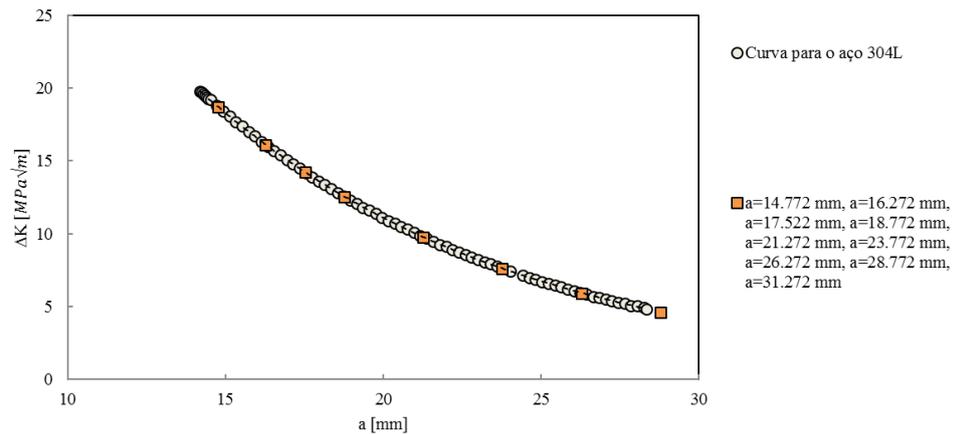


Figura 3.2 - Relação ΔK e comprimento de fenda, a .

Na figura 3.3 representa-se a variação do comprimento de fenda, a , com o número de ciclos de carga, N . O comprimento de fenda foi medido experimentalmente através de um equipamento óptico. Há uma desaceleração progressiva do aumento de a , que está relacionada com a redução de carga.

A partir do gráfico, conseguiu-se chegar a valores de da/dN , o que nos permitiu construir a curva $da/dN-\Delta K$. Como se pode observar, pela figura 3.4, embora menos visíveis como numa figura *standard*, conseguimos detetar os 3 regimes presentes na figura 2.1. A limitar o regime I, encontramos ΔK_{th} ; no regime II podemos ver a linearidade de da/dN em função de ΔK ; no III, e último, encontra-se o valor de tenacidade à fratura, $K_{m\acute{a}x}$. Os valores que nos ajudaram a chegar a estes resultados são apresentados nas tabelas adicionadas em anexo.

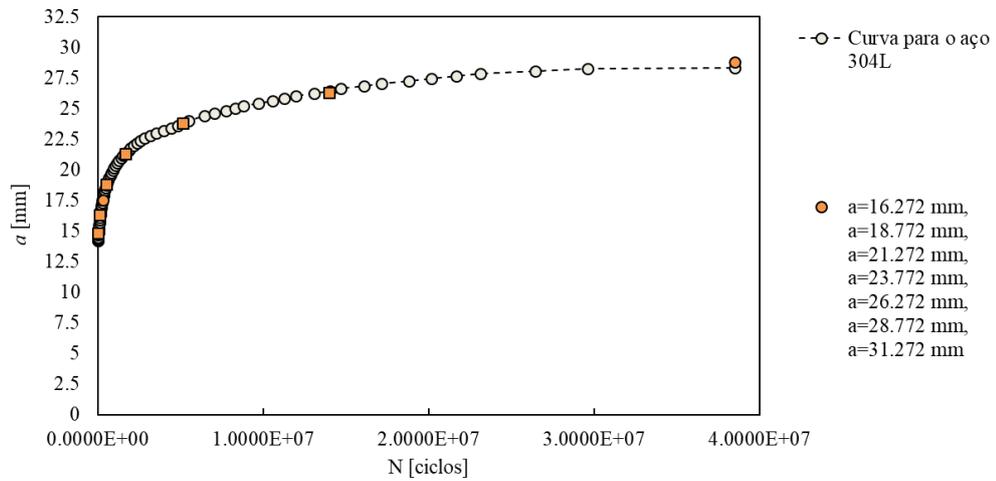


Figura 3.3 - Comprimento de fenda, a , em função do número de ciclos de carga, N .

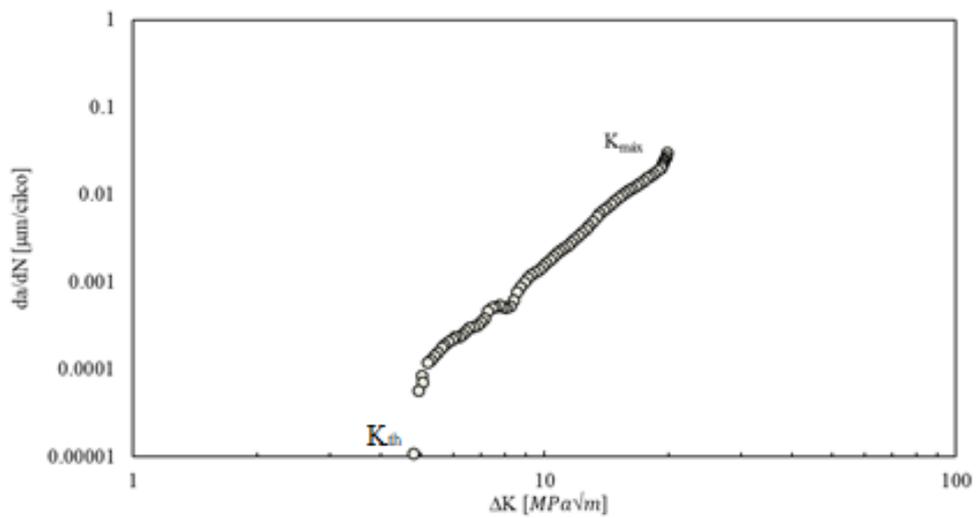


Figura 3.4 - Curva $da/dN - \Delta K$, em escala logarítmica, para o aço 304L, para as condições de carga aplicadas.

3.1. Modelação do comportamento elasto-plástico

Qualquer simulação numérica envolvendo o comportamento plástico de um material requer modelos teóricos muito precisos de modo a conseguir prever a realidade. Posto isto, é de notar que esta teoria se aplica ao caso em estudo que recai sobre a importância da deformação plástica junto da extremidade de fenda. A modelação do comportamento elasto-plástico foi feita com base em ensaios experimentais de fadiga a baixo número de ciclos feitos em provetes lisos.

Para o nosso material, aço inoxidável 304L, as simulações foram feitas em condições que permitam caracterizar e identificar as leis constitutivas de ciclos elasto-plásticos para 6 valores de deformação diferentes, que rondam $\pm 0.3\%$ e $\pm 2.4\%$. Foi feito um teste para cada valor percentual de deformação, tomando medidas que possam minorar e evitar a instabilidade da fenda, e, por exemplo, otimizar as dimensões do provete, tendo sempre em conta as características da máquina. A figura 3.5 demonstra a curva *tensão – deformação* obtida.

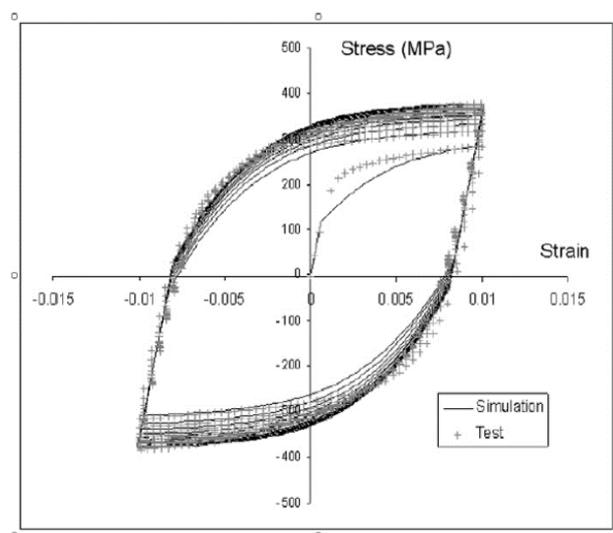


Figura 3.5 - Curva tensão-deformação para testes e simulação numérica. (Kokleang Vor, Catherine Gardin, Christine Sarrazin-Baudoux, Jean Petit, 2013)

Para corrigir e poder acompanhar este comportamento do aço austenítico, foi tomada a decisão de utilizar um modelo constitutivo elasto-plástico que pois combina o

encruamento isotrópico de Voce e o encruamento cinemático de Lemaitre-Chaboche, desprezando o efeito da viscosidade, com vista à simplificação do estudo.

A superfície plástica ou “limite de elasticidade” é expressa pela expressão seguinte.

$$f = \bar{\sigma}(\boldsymbol{\sigma} - \mathbf{X}) - \sigma(\bar{\varepsilon}^p) \leq 0 \quad (3.3)$$

onde $\bar{\sigma}(\boldsymbol{\sigma} - \mathbf{X})$ é a tensão equivalente segundo von Mises, $\boldsymbol{\sigma}$ é o tensor das tensões de Cauchy, \mathbf{X} é o tensor das tensões inversas e $\sigma(\bar{\varepsilon}^p)$ é a tensão de escoamento.

A lei de Voce descreve a evolução da tensão de escoamento com a deformação plástica equivalente ($\bar{\varepsilon}^p$) através da seguinte expressão:

$$\sigma(\bar{\varepsilon}^p) = \sigma_0 + (\sigma_{SAT} - \sigma_0)[1 - \exp(-C_\sigma \bar{\varepsilon}^p)] \quad (3.4)$$

em que σ_0 , σ_{SAT} e C_σ são parâmetros do material.

Em solicitações uniaxiais de tração-compressão, a lei de Lemaitre-Caboche descreve o tensor das tensões inervas, \mathbf{X} , através de:

$$\mathbf{X}_i = vX_{SAT} + (\mathbf{X}_{i-1} - vX_{SAT})\exp(-vC_x(\bar{\varepsilon}_i^p - \bar{\varepsilon}_{i-1}^p)) \quad (3.5)$$

com $X_0 = 0$ onde X_{SAT} e C_x são parâmetros do material, \mathbf{X}_i e \mathbf{X}_{i-1} representam a translação do centro da superfície de Von Mises na direção de solicitação da carga correspondente a valores de deformação plástica equivalente $\bar{\varepsilon}_i^p$ e $\bar{\varepsilon}_{i-1}^p$, respetivamente; toma-se o valor de $v = 1$, para ciclos de carga e $v = -1$ para ciclos de descarga.

Apesar de haver imenso trabalho e investigação no âmbito de estudo deste material, os níveis de deformação não vão muito além de 1%. A validade deste comportamento recai, maioritariamente, nos valores de deformação utilizados para o tratamento de dados e no défice de conteúdo relativamente a amplitudes de deformação maiores.

Os parâmetros que nos permitem fazer os cálculos para uma amplitude de deformação de $\Delta\varepsilon/2 = \pm 1\%$ estão descritos na tabela 3.1 e revelou-se uma diferença de 5% quando se correu uma simulação para $\Delta\varepsilon/2 = \pm 2\%$.

Tabela 3.1- Parâmetros para encruamento do material para $\Delta\varepsilon = \pm 1\%$.

Voce			Lemaitre-Caboche	
σ_0 [MPa]	σ_{sat} [MPa]	C_σ	X_{SAT} [MPa]	C_x
117	204	9	176	300

A comparação de ensaios e os resultados numéricos, neste caso, é mostrada na figura 3.5, curva de histerese tensão-deformação, com auxílio de características adicionais, presentes na tabela 3.2.

Tabela 3.2- Propriedades mecânicas do 304L.

σ_0 [MPa]	$\sigma_{0.2\%}$ [MPa]	σ_R [MPa]	ε_R [%]
117	220	555	60

4. PROCEDIMENTO NUMÉRICO

Este capítulo descreve o modelo 3D de simulação utilizado para obter δ_p .

4.1. Modelo Físico

Para facilitar a análise numérica, considerou-se apenas $\frac{1}{4}$ do provete C(T) presente na figura 4.1, sujeito à modelação. As condições de fronteira consideradas para simular as simetrias são indicadas nesta figura.

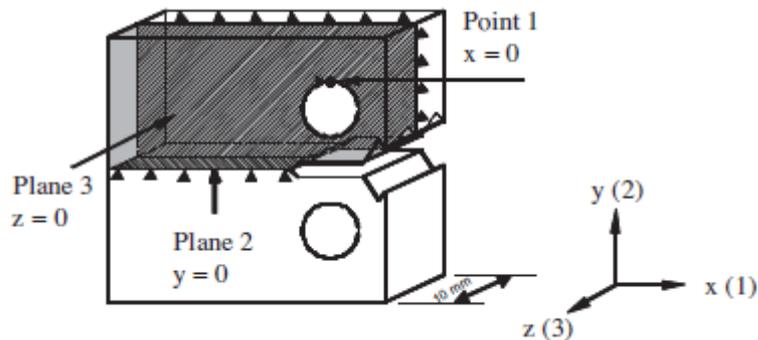


Figura 4.1- Condições de fronteira aplicadas a 1/4 do provete de teste.

A simulação foi feita com diferentes comprimentos iniciais de fenda $a_0 = 13,25; 15; 16,25; 17,5; 20; 22,5; 25; 27,5$ e 30 mm. Para os vários valores de comprimento de fenda seguem-se as figuras relativamente à posição da fenda, do carregamento e das condições de fronteira. Note-se que o canto inferior direito está sujeito a um apoio fixo, enquanto que os restantes apoios são móveis e que as ilustrações seguintes estão representadas ao contrário da figura 4.2.

Com se pode observar, a zona de aplicação da carga na figura 4.1 tem uma geometria circular, enquanto que os modelos numéricos utilizados são constituídos por um furo quadrangular. De modo a fazer corretamente esta conversão, utilizou-se como referência a área da secção. Sabe-se, pela figura 3.1, que o diâmetro do furo é de 12 mm, o

que equivale a uma área de, aproximadamente, 122.72 mm^2 . Requerendo uma forma quadrada, chega-se à conclusão que o lado com cerca de 11 mm de comprimento garante uma área semelhante. Pensa-se que esta alteração em nada coloca os resultados de δ_p em risco, uma vez que este parâmetro é medido numa zona afastada do furo.

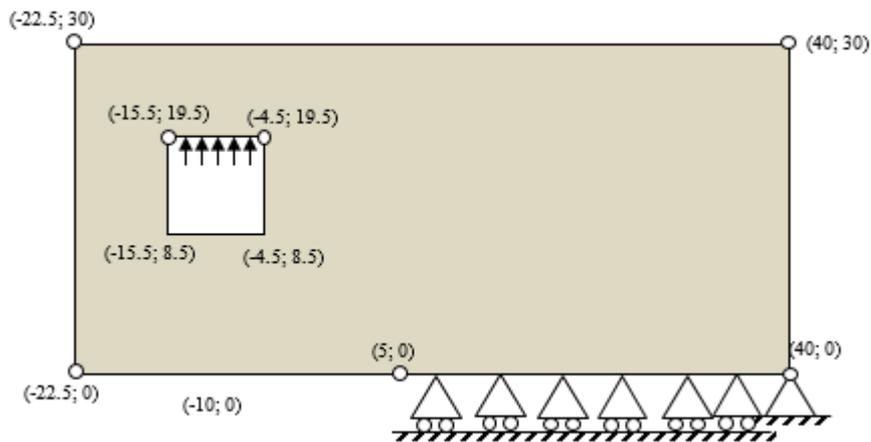


Figura 4.2- Esquema equivalente aos provetes de teste com $a_0=15 \text{ mm}$.

4.2. Modelo de Elementos Finitos

A figura 4.3 apresenta a malha de elementos finitos para um comprimento de fenda $a_0 = 20$ mm. Esta malha compreende 7278 nós e 14906 elementos isoparamétricos de 8 nós. Para os outros comprimentos de fenda a malha é semelhante. É considerado um grande refinamento na zona de extremidade de fenda, local onde existe concentração de tensão e de deformação. Na extremidade de fenda, o refinamento faz-se com elementos de dimensões de $8 \times 8 \mu\text{m}^2$, e na zona mais afastada definiu-se uma malha menos refinada.

Nesta dissertação, a propagação de fenda, a cada dois ou cinco ciclos, é de $8 \mu\text{m}$. Foram efetuadas 160 propagações, o que equivale a um incremento total de fenda de $8 \mu\text{m}$ x 159 propagações, isto é, $\Delta a = 1.272 \mu\text{m}$.

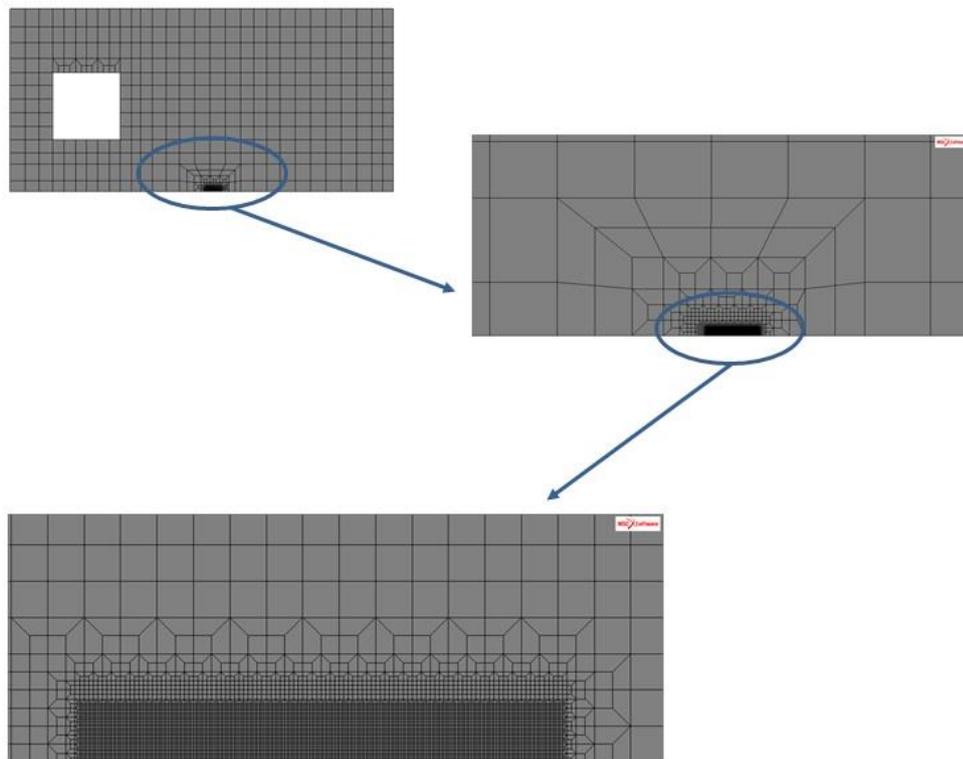


Figura 4.3 - Malha de elementos finitos para um comprimento de fenda inicial de $a_0=20$ mm.

4.3. Programa de elementos finitos

A influência da aplicação de carga num material pode ser estudada através de métodos teóricos, numéricos e/ou experimentais. Esta dissertação tem como principal foco de trabalho a abertura da fenda (*CTOD*), recorrendo a análise numérica. Inseridos nesta análise encontram-se os métodos de diferenças finitas, o de elementos finitos e o de elementos de contorno. Devido à sua simplicidade relativamente aos outros, o método de elementos finitos é o mais utilizado. Este método consiste na divisão de uma estrutura deformável em vários elementos discretos de forma e geometria finita, aproveitando a resposta de comportamento de cada um, para definir o comportamento do todo (Rosa, 2002).

A presente dissertação foi realizada com recurso a um programa de elementos finitos desenvolvido pelo Grupo de Tecnologia do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Coimbra, o *Three-Dimensional Elasto-Plastic Finite Element Program (DD3IMP)*. O *DD3IMP* funciona através de um código numérico complexo, que se baseia num esquema de integração temporal implícito de conformação de metais, conferindo-lhe total garantia e fiabilidade.

Para o funcionamento do software é necessário fornecer informação inerente a parâmetros numéricos e físicos através de “ficheiros de entrada”. Assim que introduzidos os dados pode-se executar o programa. Neste trabalho realizam-se 160 propagações de fenda, como já foi referido. Quando a execução chega ao fim, os ficheiros de saída provenientes do programa são tratados de modo a dar informação relativa a valores numéricos de abertura de fenda, das forças de contacto, *etc.* Na tabela seguinte são caracterizados os ficheiros de entrada e de saída. A informação inerente ao deslocamento de abertura da fenda está presente no ficheiro “NosFenda2.dat”.

Tabela 4.1- Tabela com os ficheiros de entrada e saída de *Software DD3IMP*.

FICHEIROS	DESIGNAÇÃO	CARACTERIZAÇÃO
ENTRADA	mesh.dat	Malha de elementos finitos
	mater1.dat	Propriedades do material
	phase.dat	Condições de solicitação
	bcon.dat	Condições de fronteira
	input.dat	Parâmetros de controlo do método numérico
	tool.dat	Ferramenta que garante a aplicação da solicitação e a simulação do contacto das faces de fenda
SAÍDA	#1_entil.res	Resultados das forças aplicadas para cada incremento de fenda
	bloco160.ufo	Informação global no bloco 160
	Fcont.dd3	Forças de contacto para a carga mínima
	NosFenda2.dat	Coordenadas dos nós ao longo do plano de simetria para os diferentes níveis de solicitação

4.4. Determinação de $\Delta CTOD_p$

A determinação do parâmetro $CTOD$ é feita a partir do programa descrito anteriormente com recurso ao ficheiro #1_entil.res, com os dados referentes às cargas aplicadas, e ao NosFenda2.dat com os deslocamentos de abertura de fenda relativos a essas cargas. Corre-se, então, um outro programa para a realização do pós-processamento, programa esse desenvolvido em Visual Basic denominado *PICC_24*.

Na figura 4.4 podemos observar uma curva típica $CTOD - F$. Existe uma gama de carga em que a fenda permanece fechada, isto é, em que ocorre fecho. A gama de carga entre a carga de abertura de fenda (ponto B) e carga de regime plástico (ponto C) pode ser utilizada para prever o limiar de fadiga (Pedro Loureiro, 2016).

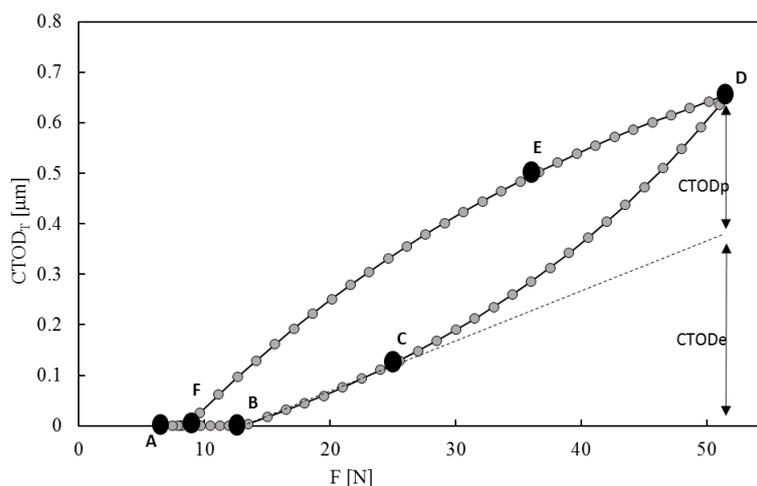


Figura 4.4 - Curva $CTOD - F$, estado de deformação plana, para o nó 1, com dois ciclos de carga entre propagações e para um comprimento de fenda inicial de $a_0=20$ mm e $\Delta a=1,272$ mm, para aço 304L.

No momento da abertura de fenda, ponto B, o $CTOD$ passa a assumir um valor diferente de zero. A reta correspondente à ligação B-C transcreve uma linearidade entre a força e o $CTOD$, ou seja, durante este aumento de carga a fenda apresenta um comportamento linear elástico. O cálculo da parte elástica do $CTOD$ é feito recorrendo à expressão:

$$CTOD_e = m(F - F_B) \quad (4.1)$$

onde F_B é a força remota no ponto de início de abertura de fenda e F corresponde à força no ponto aleatório de medição. Este regime elástico pode ser utilizado para determinar a variação do fator de intensidade de tensão com base na expressão:

$$CTOD_e = \frac{8\Delta K}{E} \sqrt{\frac{d}{2\pi}} \quad (4.2)$$

em que d é a distância entre a extremidade da fenda e o ponto de medição do $CTOD$, E é o módulo de *Young* e ΔK é a gama do fator de intensidade de tensões. O fator geométrico para o comprimento de fenda em estudo pode ser obtido a partir de:

$$Y = \frac{\Delta K}{\Delta\sigma\sqrt{\pi \times a}} \quad (4.3)$$

Como foi dito, o *DD3IMP* fornece valores acerca do deslocamento de abertura de fenda, ou seja, $CTOD$ total, porém o estudo desta dissertação passa principalmente pela determinação do $CTOD_p$. Para a determinação do mesmo temos a expressão:

$$CTOD_p = CTOD_T - CTOD_e \quad (4.4)$$

onde $CTOD_T$ corresponde ao valor de $CTOD$ total em cada ponto de medição (aleatório) e $CTOD_e$ ao $CTOD$ elástico obtido pela equação 4.1. Assim que a carga máxima é atingida, no ponto D, os valores para $CTOD$ diminuem. Esta diminuição está relacionada com a diminuição gradual de carga aplicada (D-F). Neste trecho, existe uma parte linear (D-E) e outra não linear (E-F). a partir de F, a fenda mantém-se fechada até atingir a carga mínima em A. E de notar, que a carga no ponto de abertura de fenda, B, assume um valor ligeiramente superior a F, onde ocorre o fecho de fenda.

O comportamento aquando a carga e a descarga é análogo, isto é, ambas as etapas têm primeiro um comportamento linear elástico, B-C e D-E, e posterior não linear plástico, C-D e E-F. A inclinação das zonas elásticas BC e DE é semelhante, isto é, o comportamento elástico é semelhante na carga e na descarga, o que seria de esperar.

Para a determinação e estudo de $\Delta CTOD_p$ ou δ_p ser possível recorreu-se ao estudo de fadiga em nove provetes diferentes, como se ilustra em 4.1 Modelo de Físico, aplicando cargas com diferentes intensidades, para dois estados: de deformação e tensão plana. Os valores utilizados nestas simulações são expostos no Apêndice 1.

5. RESULTADOS NUMÉRICOS

5.1. Efeito dos parâmetros numéricos

De modo a começar a relacionar todos os resultados obtidos, no estudo desta dissertação, fala-se primeiramente acerca do efeito de parâmetros numéricos no valor da deformação plástica.

5.1.1. Efeito do incremento de fenda

Na figura 5.1 pode-se observar a variação de δ_p [μm], parâmetro que quantifica a deformação plástica, com a propagação de fenda, Δa [mm], para diferentes comprimentos de fenda. Este estudo foi executado para três casos diferentes, todos eles para uma razão de tensões $R=0,1$; dois deles para estado de deformação plana considerando dois ciclos entre propagações, figura 5.1a e a 5 ciclos, figura 5.1b; e o terceiro, figura 5.1c, para tensão plana a cinco ciclos. A medição foi feita desde a primeira propagação até à 160ª.

O objetivo é estudar o progresso de δ_p e tentar perceber se se verifica uma redução inicial seguida de estabilização, como já foi observado anteriormente (Serrano, 2016). Na figura 5.1a pode ver-se uma pequena transição no início, seguida de um aumento progressivo a nível de deformação plástica. Este aumento pode ser justificado pelo aumento da concentração de tensões na extremidade de fenda, com o aumento do comprimento da mesma. Na figura 5.1b, o efeito transitório quase não se faz sentir, enquanto que na figura 5.1c, para tensão plana, este efeito é bastante evidente. Consiste na redução do valor de δ_p que depende da formação duma “onda residual plástica” e conseqüentemente do aparecimento do fenómeno de fecho de fenda, que reduz os valores de deformação. A redução de carga com o aumento do comprimento de fenda reduz a extensão do efeito transiente. As oscilações sentidas nesta última figura não têm justificação aparente. Em todos

os casos estudados, uma propagação total composta por 159 incrementos de fenda ($\Delta a = 159 \times 8 \mu\text{m} = 1272 \mu\text{m}$) permite sempre obter valores estabilizados de δ_p .

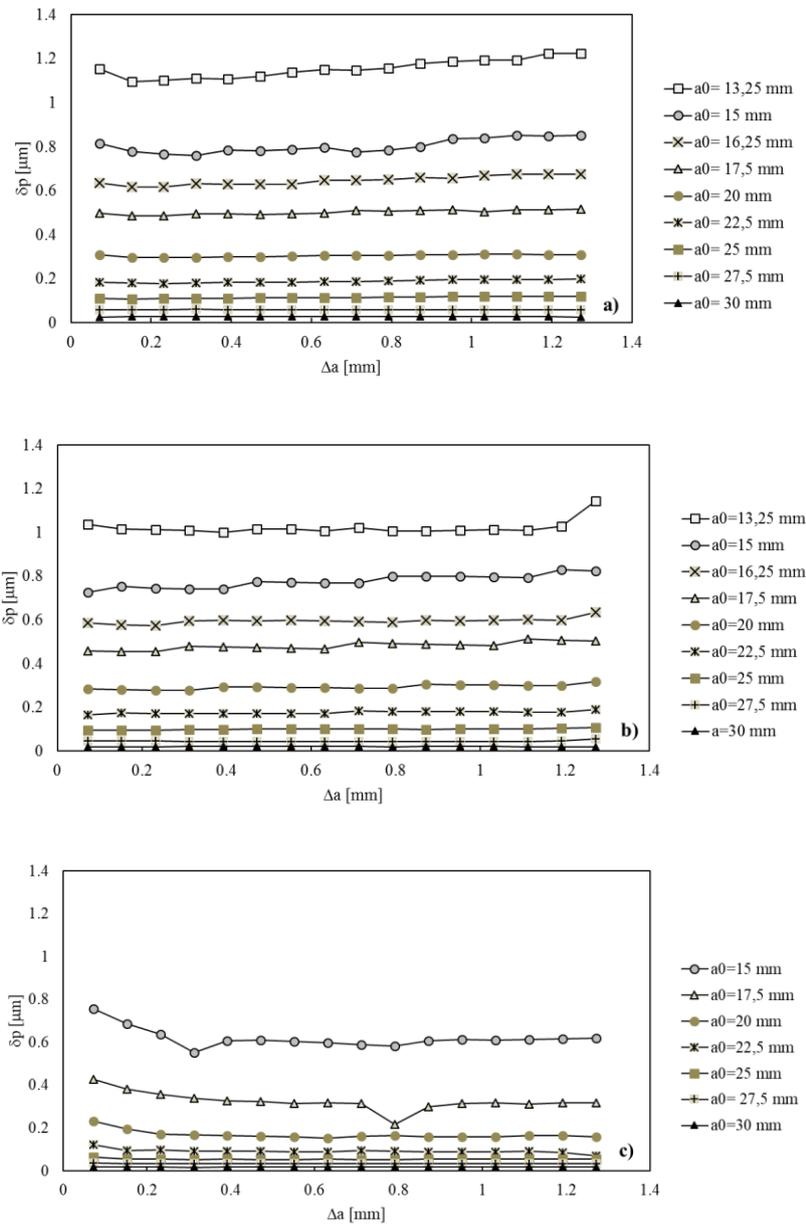


Figura 5.1- Relação de δ_p com comprimento de fenda, para o material aço 304L, com $R=0,1$: **a)** NLC=2, deformação plana; **b)** NLC=5, Deformação plana; **c)** NLC=5, tensão plana.

5.1.2. Efeito do ponto de medição atrás da extremidade de fenda

Na figura 5.2 são ilustrados os resultados obtidos quando se estudou a variação de δ_p em função da distância à extremidade de fenda, d . Tanto para deformação plana como para tensão plana e $R=0,1$, fez-se o tratamento de dados para um comprimento inicial de fenda $a_0=17,5$ mm, para 16 nós diferentes, salientado os nós 1 ($d=8$ μm) e 12 ($d=96$ μm). Como se pode verificar existe uma tendência inicial para a diminuição de δ_p , à medida que nos afastamos da extremidade de fenda, seguida de uma estabilização. Conseguimos deduzir que há uma dependência de δ_p relativamente a d , distância à extremidade de fenda. À medida que o ponto de medição se afasta da extremidade de fenda, a variação de δ_p é mais moderada. Note-se que a variação de da componente plástica entre nós é maior em deformação plana do que em tensão plana.

Depreende-se, então, que os pontos mais próximos da extremidade de fenda sentem mais deformação plástica que os mais distantes pois, existe uma perda de sensibilidade com a distância à extremidade de fenda. Posto isto, conclui-se que o ponto de medição de δ_p influencia o estudo da propagação de fenda.

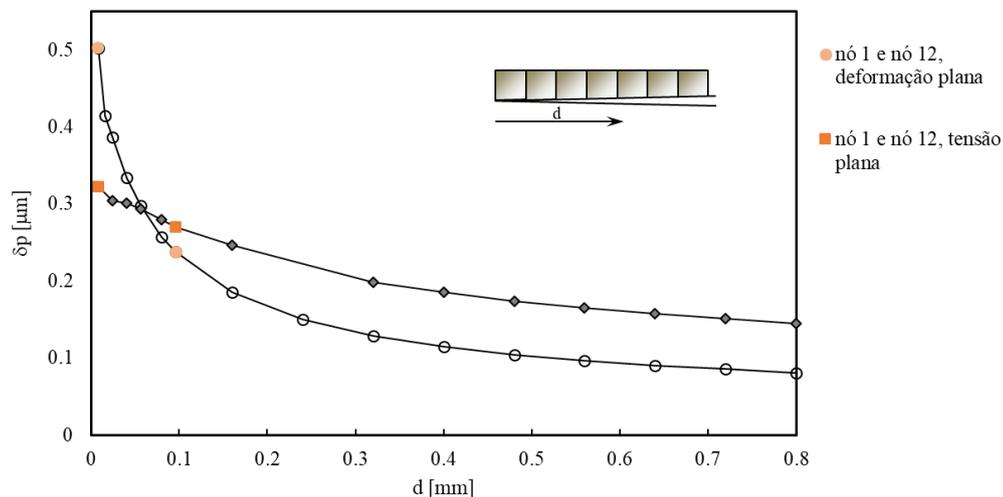


Figura 5.2- δ_p em função de d , em mm, para o provete de aço 304L, com comprimento de fenda inicial de 17,5 mm, para deformação e tensão plana.

5.1.3. Efeito do Número de Ciclos de Carga (NLC)

Antes de mais, é necessário realçar, novamente, que para todas as simulações executadas se considerou uma propagação de fenda de 8 μm a cada dois ciclos ou a cada cinco ciclos de carga. Esta propagação ocorre sempre à carga mínima, para evitar problemas de convergência da simulação numérica.

Tentou-se especificar o efeito da variação do número de ciclos de carga, para $R=0,1$, fixando o bloco em estudo – o 160. A figura 5.3 mostra os valores de δ_p obtidos, no 1 e no 12, para um estado de deformação plana, para os nove comprimentos de fenda iniciais estudados até aqui. Como se pode observar, δ_p decresce continuamente para ambos os casos, o que tem a ver com a redução de carga com o comprimento de fenda. Para cinco ciclos entre propagações, ou seja, $NLC=5$, os valores de δ_p assumem valores ligeiramente mais baixos do que para $NLC=2$. O número de ciclos entre propagações tem, pois, um efeito considerável, especialmente para cargas mais altas.

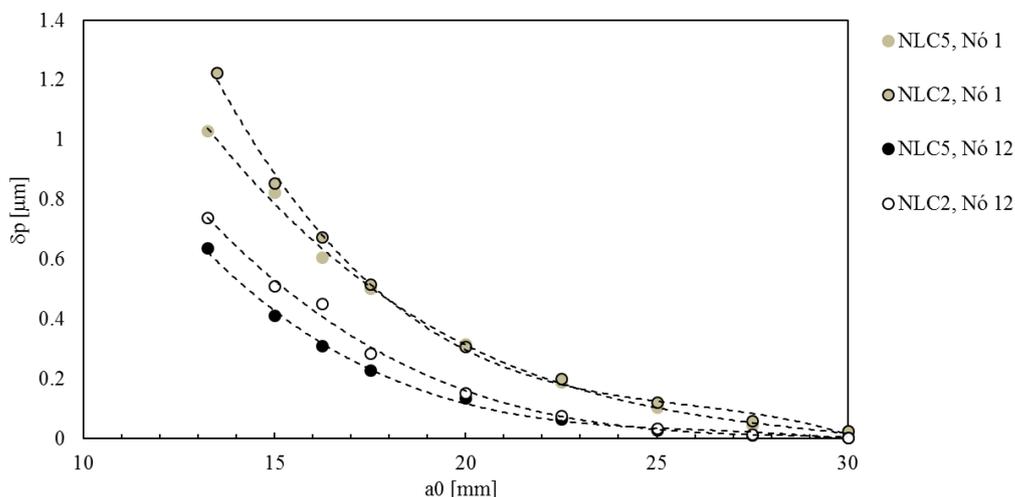


Figura 5.3 - Relação entre δ_p e a_0 , para deformação plana, no aço 304L.

5.2. Curvas da/dN - δ_p

Um dos objetivos desta dissertação era conseguir substituir ΔK por um outro parâmetro não linear, δ_p , de modo a prever acontecimentos relacionados com a propagação de fendas por fadiga.

A figura 5.4 representa a velocidade de propagação de fenda, da/dN em função de δ_p . Este último valor corresponde à 160.^a propagação, com uma razão de tensão de $R=0,1$, para estado de deformação plana considerando dois e cinco de carga entre cada propagação. Os valores de da/dN foram obtidos experimentalmente conforme descrito no capítulo 3.

Em qualquer dos quatro casos apresentados, a velocidade de propagação aumenta com o aumento da deformação plástica, o que é normal pois a propagação de fenda está relacionada com a deformação plástica na extremidade de fenda.

Em deformação plana, as curvas da/dN - δ_p para o nó 1 encontram-se à direita das curvas para o nó 12, ou seja, assumem valores mais elevados de δ_p , como se pode comprovar pela figura 5.3, para a mesma velocidade de propagação de fenda. No que concerne ao número de ciclos de carga entre propagações, a curva para cinco ciclos está à esquerda da curva para dois ciclos, isto é, para a mesma velocidade de propagação, o valor do nível de deformação plástica será menor.

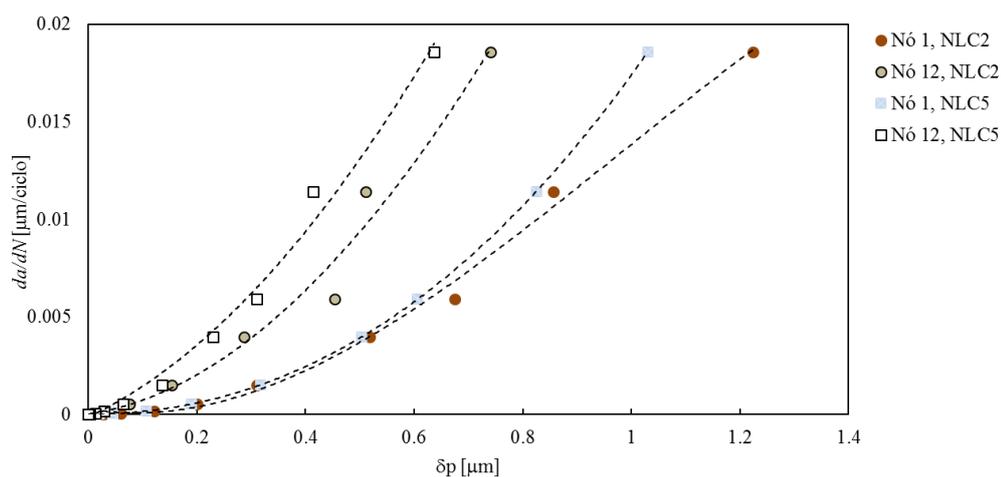


Figura 5.4 - Curva da/dN vs δ_p , estado de deformação plana, para os nós 1 e 12, a dois e cinco ciclos de carga entre propagações. (deformação plana)

Para cada teste executado foram retirados os polinómios de grau 3 que mais se aproximavam da lei da/dN vs δ_p . Tentou-se recorrer a um polinómio de grau 2, mas não foi possível, pois não se conseguiu ajustar perfeitamente aos pontos nos valores mais baixos de δ_p .

Tendo por base o nó 1 e cinco ciclos de carga entre propagações, figura 5.4, a expressão que nos permite ver a relação entre a velocidade de propagação e o parâmetro que quantifica a deformação plástica do material é:

$$\frac{da}{dN} = 0,003393\delta_p^3 + 0,014053\delta_p^2 - 0,000042\delta_p \quad (5.1)$$

em que as unidades de da/dN são [$\mu\text{m}/\text{ciclo}$] e as de δ_p são [μm]. Considerou-se o nó 1, pois é aí que a sensibilidade relativamente ao que ocorre na extremidade da fenda é maior. Além disso, considerou-se que cinco ciclos entre propagações é mais próximo do que acontece experimentalmente. Encontrou-se assim a propriedade do material requerida desde o início da dissertação. Esta propriedade será utilizada para prever a velocidade de propagação de fenda em condições diferentes. Note-se que se assumiu que o estado seria de deformação plana. De facto, os provetes C(T) utilizados nos ensaios experimentais tinham uma espessura de 10 mm, pelo que é razoável assumir que o estado plano de deformação é dominante.

5.3. Previsões

Este capítulo rege-se à volta do que poderá acontecer quando houver alteração do estado de tensão (tensão plana vs deformação plana), da razão de tensão ($R=0,1; 0,3; 0,5; 0,7$ e $-0,1$) e for feita a aplicação de cargas variáveis (blocos *Low High* e sobrecargas).

5.3.1. Estado de Tensão

Nesta secção, pode ver-se o efeito do estado de tensão para $R=0,1$ e $R= 0,3$, ambas com cinco ciclos de carregamento entre propagações.

Na figura seguinte estão presentes previsões de da/dN para diferentes ΔK , obtidas para estado plano de tensão e estado plano de deformação ($R=0,1$). Além disso, podem ver-se os resultados experimentais fornecidos por Catherin Gardin (Poitiers) como referido no Capítulo 3. Para estado de tensão plana os valores de da/dN estão abaixo dos obtidos para deformação plana. Os valores experimentais estão de acordo com as previsões de deformação plana, o que faz sentido pois o modelo $da/dN-\delta_p$ foi obtido assumindo deformação plana.

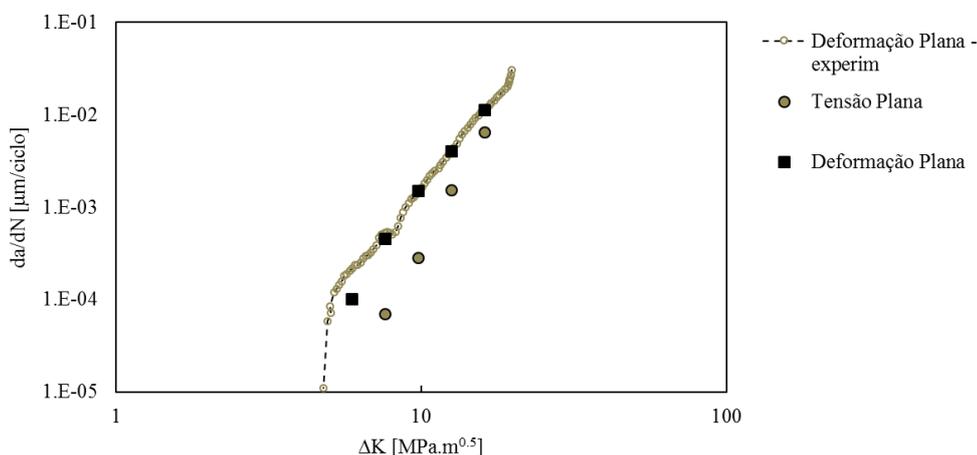


Figura 5.5– Relação $da/dN-\Delta K$, com $R=0,1$, onde se pode ver a curva do aço 304L obtida experimentalmente, comparada com as curvas em deformação e tensão plana.

A figura 5.6 ilustra duas curvas típicas $CTOD$ vs Força remota, F para $R=0,1$. Como se verifica, para estado de deformação plana não existe fecho de fenda, ao contrário de tensão plana, o que reduz a gama de carga efetiva que gera deformação plástica.

Os resultados do efeito do estado de tensão, apresentados na figura 5.5, podem, pois, ser explicados pelo fenómeno de fecho de fenda, que se faz sentir em tensão plana. Tal como explicado na secção 5.1.1, há a formação de uma onda plástica residual que força o contato na extremidade de fenda e diminui a gama de carga. À deformação plana está

associada uma tensão triaxial que inibe a deformação plástica, e conseqüentemente o fecho de fenda.

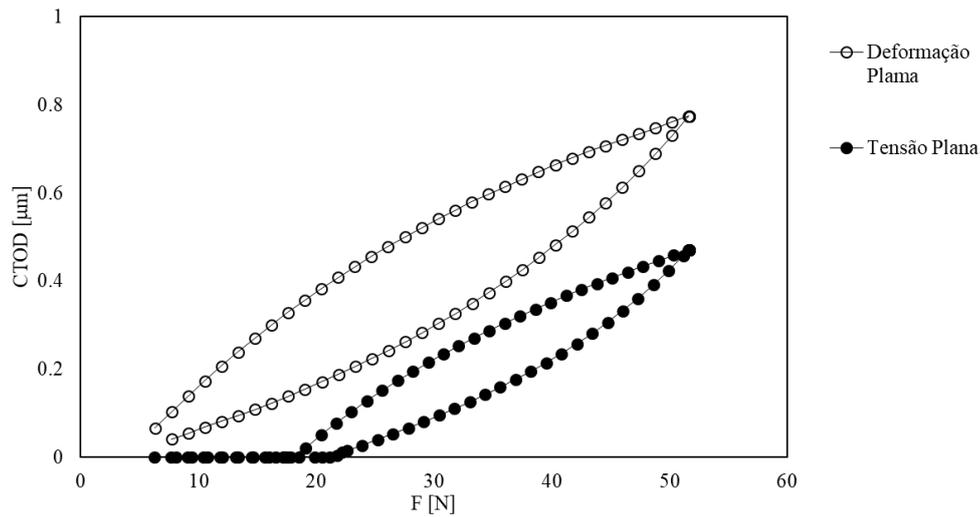


Figura 5.6 - Curva *CTOD* vs *F* dum provete 304L, com $R=0,1$ e $a_0=20$ mm, para cinco ciclos de carga, para os dois estados de tensão.

Os gráficos seguintes são relativos a uma razão de tensão de $R=0,3$. A figura 5.7 mostra a relação de CTOD com a Força para um provete com comprimento de fenda inicial $a_0=20$ mm.

Neste caso, em tensão plana, o fecho de fenda já é bastante reduzido o que potencia o aumento da gama efetiva de carga aplicada e os valores de deformação, assemelhando-se assim à curva de deformação plana.

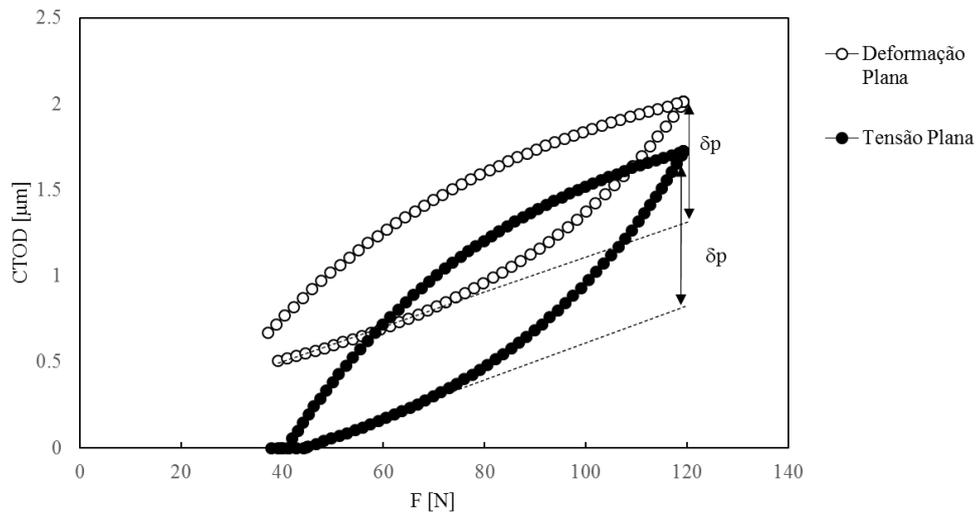


Figura 5.7- Curva *CTOD* vs *F* dum provete 304L, com $R=0,3$ e $a_0=20$ mm, para cinco ciclos de carga, para os dois estados de tensão.

A figura 5.8 tem como objetivo comparar a velocidade de propagação entre estes dois estados de tensão, no entanto não temos a curva experimental, pois para $R=0,3$ não foram concebidos valores para tal. Neste caso, as previsões de da/dN para tensão plana assumem valores mais elevados, ao contrário de $R=0,1$. Isto deve-se ao aumento da deformação plástica que se traduz na velocidade de propagação da fenda.

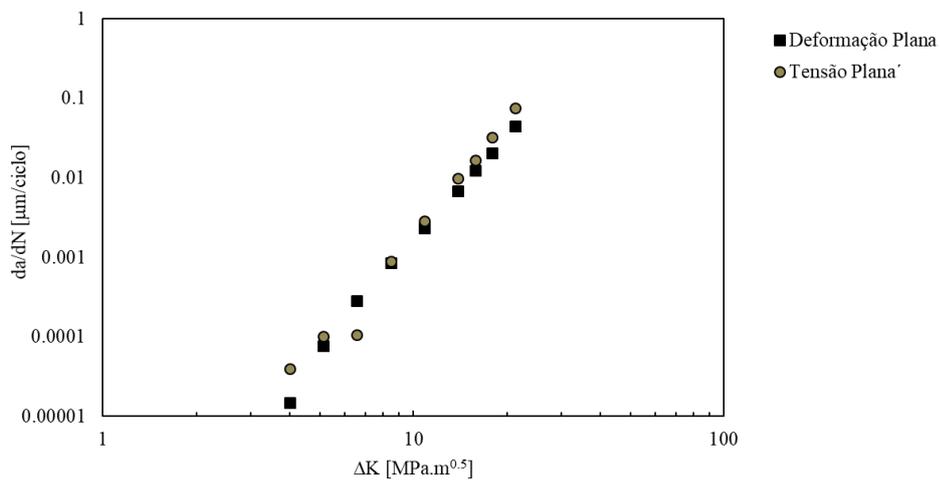


Figura 5.8- Curva típica, em escala logarítmica, $da/dN - \Delta K$, com $R=0,3$.

Para finalizar a previsão em função do estado de tensão, mostra-se na figura 5.9 a evolução de δ_p em função do comprimento inicial de fenda, para $R=0,1$, nó 1 e 160.º bloco de propagação.

Como se pode verificar, os valores da deformação plástica decrescem com o aumento do comprimento inicial de fenda, e assim como na figura 5.6, os valores para deformação plana são maiores.

Mais uma vez, o fecho de fenda é o fenómeno que explica este acontecimento.

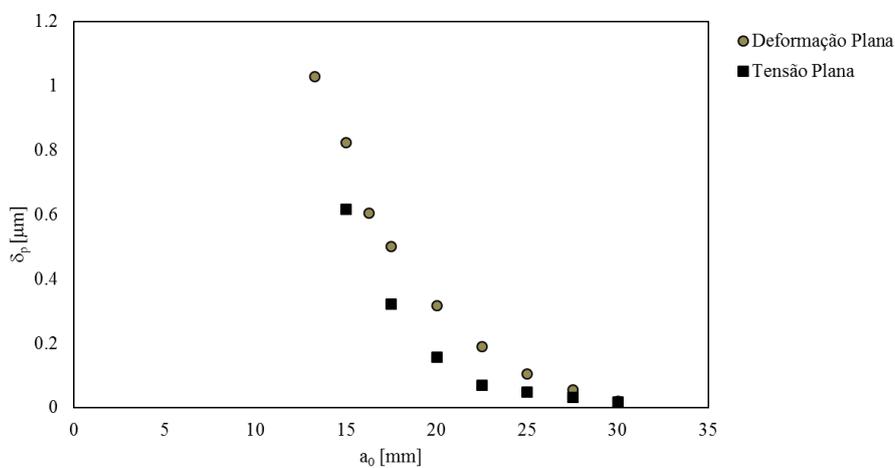


Figura 5.9 - Relação δ_p com comprimento inicial de fenda, a_0 .

5.3.2. Razão de tensão

Antes de se fazer qualquer análise mais específica dos efeitos de R em vários parâmetros, a figura 5.10 representa um gráfico típico $CTOD$ [mm] vs F [N], para razões de tensão distintas.

É possível ver que os valores de δ_p são mais elevados para $R=0,7$. Era de esperar este desfecho, pois a tensão aplicada ao provete também é de valor superior. Nas curvas apresentadas não se observa fecho de fenda, qualquer que seja a razão de tensões.

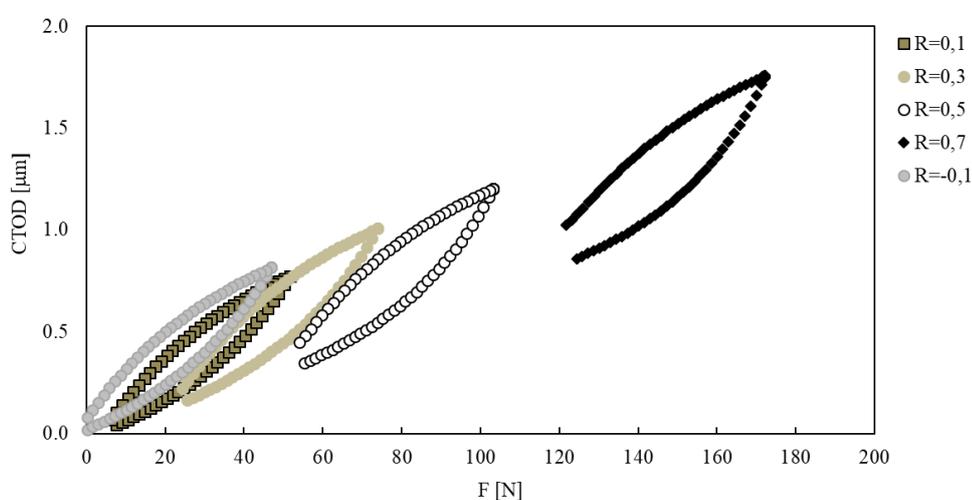


Figura 5.10 - Efeito da razão de tensões na Curva $CTOD$ vs F , em deformação plana.

Os resultados obtidos para as diferentes razões de tensão permitiram tirar alguns resultados complementares interessantes, que a seguir se apresentam.

5.3.2.1. Efeito de R

Esta secção cinge-se à apresentação de resultados $da/dN-\Delta K$. Os gráficos que irão ser representados foram construídos através do modelo da/dN presente no capítulo 5.2, e dos valores de ΔK que foram fornecidos pela *Universidade de Poitiers*.

As figuras 5.11 mostram a curva típica $da/dN-\Delta K$ para várias razões de tensão, para dois estados diferentes. Através da figura 5.11a, para deformação plana, pode ver-se que o aumento de R faz aumentar da/dN , como seria de esperar. Porém, a variação é relativamente pequena, o que a ver com o facto de não existir fecho de fenda. Dado que não

existe fecho, estes resultados permitem concluir que há um efeito de R que tem a ver exclusivamente com a tensão média.

Em tensão plana, figura 5.11b, o efeito de R é substancialmente superior, o que tem a ver com variações de fecho de fenda. Salienta-se ainda uma dispersão de valores da velocidade de propagação de fenda, para um comprimento inicial de $a_0=25$ mm.

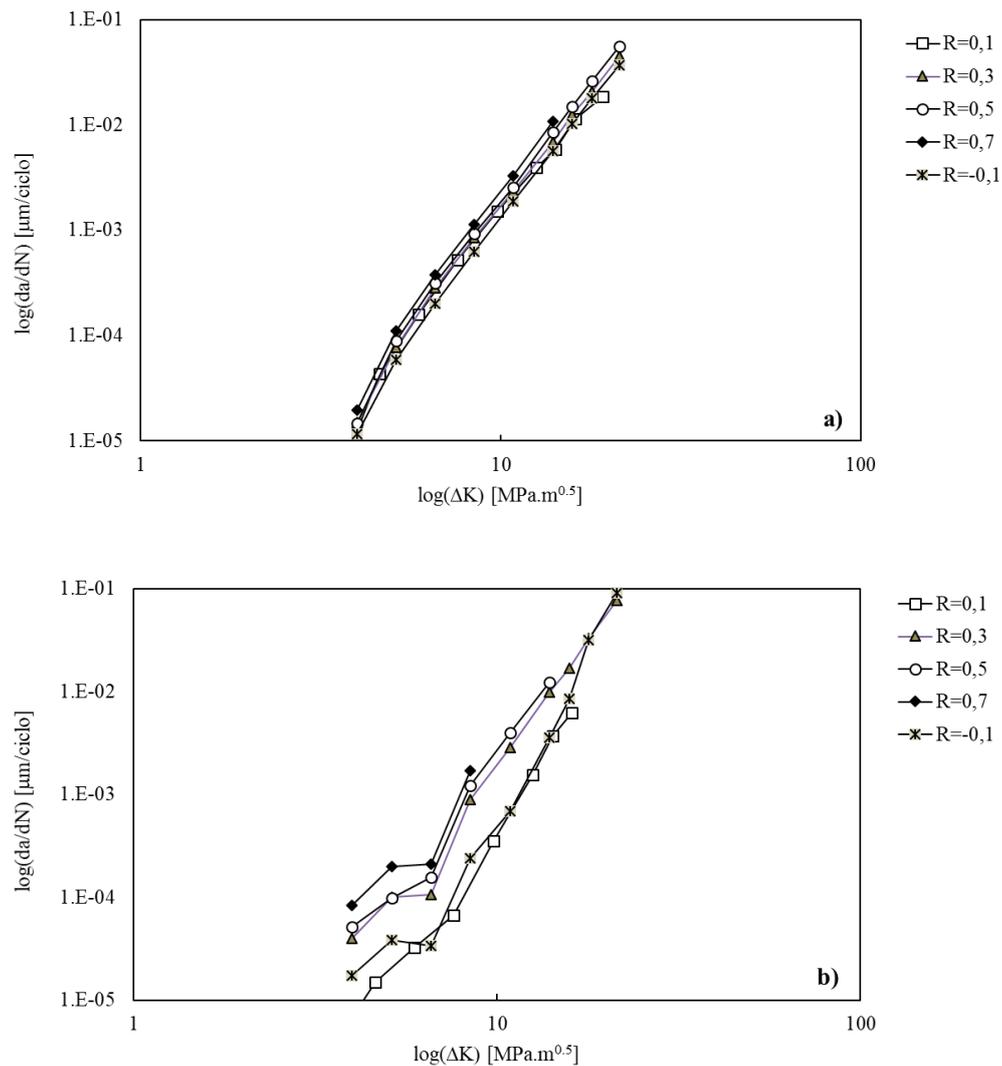


Figura 5.11- Curva da/dN - ΔK , em escala logarítmica, para várias razões de tensão: a) Deformação plana; b) Tensão plana.

A figura 5.12 representa o nível de fecho de fenda, para o provete sob estado de tensão plana, numericamente explícito pela equação:

$$U_{clos} = \frac{F_{max} - F_{open}}{F_{max} - F_{min}} \times 100 \quad (5.2)$$

onde F_{open} é a carga de abertura de fenda e $F_{max} - F_{min}$ é a gama de carga total. O parâmetro U_{clos} quantifica, sob forma percentual, a gama de carga em que a fenda está fechada. É possível verificar que há diminuição do nível de fecho de fenda com o aumento da razão de tensão, R , o que está na origem do aumento da velocidade de propagação de fenda, figura 5.11b.

Estudos anteriores corroboram as tendências presentes nas figuras 5.11. Boyce e Rictchie (2001) estudaram um provete C(T) com 8 mm de espessura para liga Ti-6Al-4V, e detetaram um aumento da velocidade de propagação de fenda com o aumento da razão de tensão, mas para valores de R superiores a 0,5, o efeito deste parâmetro era atenuado pelo desaparecimento do fecho de fenda. Chapetti *et al.* (2005) através dum provete C(T) ultrafino de uma liga de baixo carbono, provaram existir um aumento de da/dN com o aumento de R , que decrescia para valores de R relativamente altos. Em 2012, Mehrzadi e Taheri estudaram o AM60B – liga de Magnésio, em forma de provete M(T), onde mais uma vez, para uma gama de R entre -1 e 0,75, da/dN aumentava.

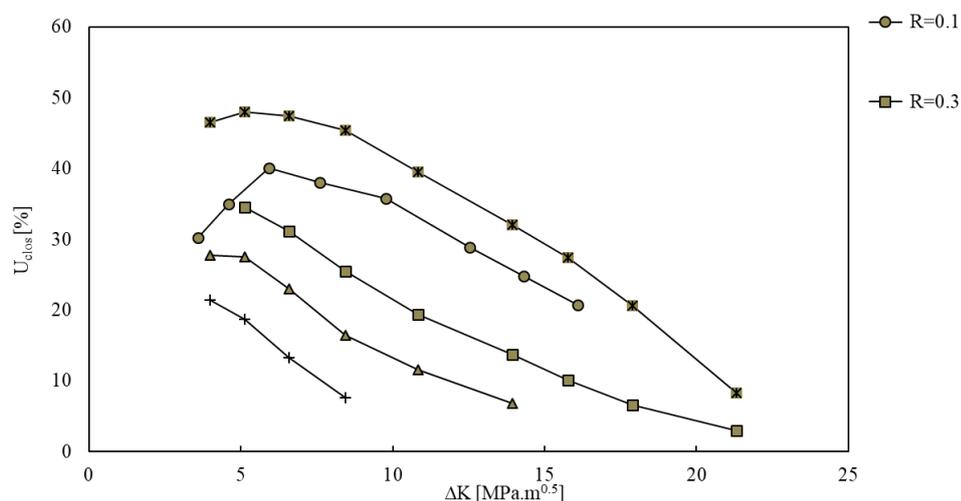


Figura 5.12 - Variação do nível de fecho de fenda com a razão de tensão, obtida para uma simulação a cinco ciclos de carga entre propagações e para o nó 1.

5.3.2.2. Efeito de deformação elástica

Os resultados obtidos para o efeito de R permitiram obter alguns resultados complementares interessantes que a seguir se apresentam. Os resultados que serão mostrados seguidamente são relativos ao efeito a deformação elástica na plástica, ou seja, será que há alguma ligação entre estes dois parâmetros? Será que um depende do outro?

De modo a responder a estas, e às mais variadas perguntas a este tópico, obtiveram-se resultados para as cinco razões de tensão em estudo ($R=-0,1; 0,1; 0,3; 0,5; 0,7$), para o nó 1 e nó 12. As figuras 5.13 mostram como varia δ_p em função de δ_e , isto é, a parte plástica em função da elástica. Note que dos gráficos apresentados, o primeiro é em deformação plana e o segundo em tensão plana, para ambos os nós.

Há uma tendência bem definida para o aumento de δ_p com o aumento de δ_e . Porém, deparamo-nos com uma dispersão bastante considerável, o que indica que os parâmetros elásticos não controlam totalmente o que se passa em termos plásticos. Pode também ver-se que esta dispersão tende a diminuir para cargas mais baixas. A exceção é o nó 12 em tensão plana, em que os valores não estabilizaram de todo.

No caso de deformações elásticas relativamente baixas, não há δ_p . No nó 12, figuras 5.13c e d, o parâmetro que quantifica a deformação elástica é superior e o de deformação plástica é menor do que no nó 1. A diminuição de δ_p indica uma perda de sensibilidade relativamente ao que se passa na extremidade da fenda. Por outro lado, pontos mais afastados da extremidade da fenda apresentam mais deslocamento de abertura de fenda (total).

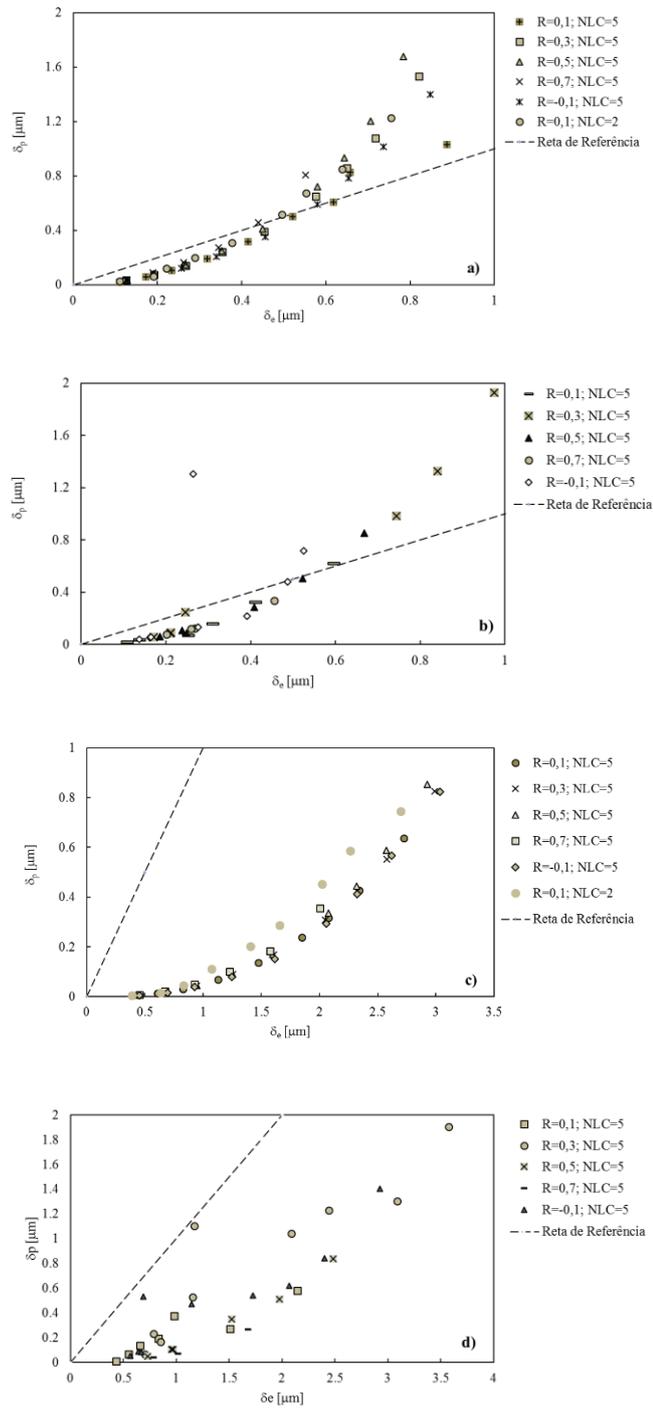


Figura 5.13 - Variação de δ_p em função de δ_e , no aço 304L, com cargas diferentes para: **a)** Nó 1 em deformação plana, a 2 e 5 ciclos de carga; **b)** Nó 1 em tensão plana, apenas a 5 ciclos de carga; **c)** Nó 12 em deformação plana, a 5 ciclos de carga; **d)** Nó 12 em tensão plana, a 5 ciclos de carga.

5.3.2.3. Efeito de $CTOD_p$ nos nós 1 e 12

Nesta fase da dissertação, tentou-se perceber se existe alguma relação entre os valores de δ_p para o nó 1 e 12. A figura 5.14 tenta mostrar a relação que se faz sentir entre estes dois valores de deformação plástica para o material em estudo, aço inoxidável 304L, em estado de deformação. Este estudo fez-se para os mesmos comprimentos iniciais de fenda, variando a carga aplicada, ou seja, com cinco razões de tensão diferentes, e num dos casos fez-se também variar o número de ciclos de carga, para $R=0,1$. Na figura 5.14a, podemos observar uma tendência bem definida, porém com alguma dispersão. O aumento da deformação plástica medida no nó 1 é acompanhado pelo aumento dos valores no nó 12.

A partir destes resultados, é possível estabelecer uma relação numérica entre estes dois parâmetros. A figura 5.15 ilustra o comportamento a relação entre os valores de δ_p com as cinco razões de tensão diferentes. Para a elaboração deste gráfico, utilizaram-se as médias de $\delta_{p,12}/\delta_{p,1}$ obtidas para cada R estudado. Para o estado de deformação plana é fácil de perceber que a relação é praticamente constante à medida que aumentamos a tensão média.

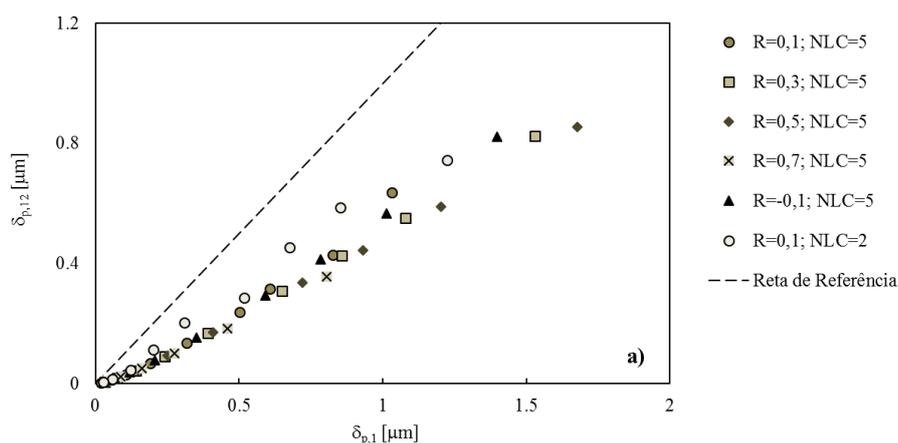


Figura 5.14- Relação de deformação plástica no aço 304L para o nó 1, $\delta_{p,1}$, e nó 12, $\delta_{p,12}$, para deformação plana, a dois e cinco ciclos de carga.

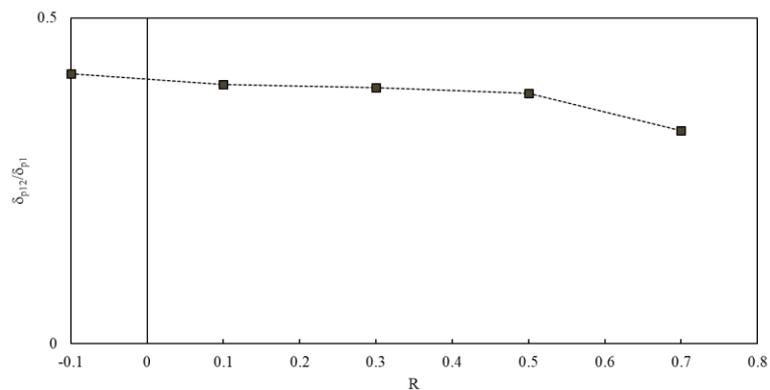


Figura 5.15- Razão entre $\delta_{p,12}$, e $\delta_{p,1}$ com um aumento de carga

5.3.2.4. Efeito da carga efetiva

A carga efetiva, ou seja, aquela que de facto provoca deformação plástica é ilustrada na figura 5.16. Esta figura mostra a correlação existente entre $F_{max}-F_{open}$ e δ_p no nó 1, para o bloco 160 onde F_{open} é a força de abertura de fenda, corresponde ao primeiro nó imediatamente atrás da abertura de fenda.

Como se observa, o aumento da carga efetiva é acompanhado por valores mais elevados do nível de deformação plástica, independentemente da razão de tensão. Isto só reforça a ideia de que o fecho de fenda é realmente um fenómeno bastante importante, pois quanto menor a gama efetiva, ou seja, quanto mais fecho, menor serão os valores de δ_p . Há, porém, alguma dispersão, principalmente para valores mais altos de ΔK , que indica que há outro(s) fenómeno(s) para além do fecho de fenda a influenciar δ_p . O efeito da tensão média pode explicar a dispersão observada.

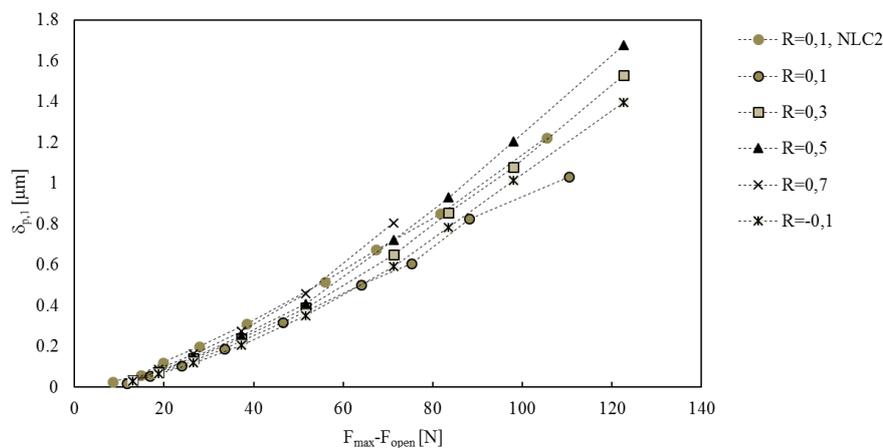


Figura 5.16 – Evolução de $\delta_{\phi,1}$ em função da carga efetiva, $F_{max}-F_{open}$.

5.3.3. Cargas Variáveis

Neste subcapítulo abordam-se as previsões quando o provete do aço inoxidável 304L é submetido a condições de sobrecargas e blocos de carga do tipo Baixo-Alto. É de salientar que alguns destes casos não correram até à 160.^a propagação, pois são muito morosos, principalmente para estado de tensão plana. Todos os testes que se seguem foram realizados para o provete com comprimento inicial de fenda de $a_0=20$ mm e para cinco ciclos de carga entre propagações. Tomam-se como curvas de referência, ou normalizadas, as curvas ilustradas nas figuras 5.1b e c, com cinco ciclos de carga entre propagações, para um comprimento inicial de fenda de 20 mm.

Primeiramente, a figura 5.17 representa a velocidade de propagação de fenda com o incremento de fenda, para ambos os estados, quando o provete está sob cargas de *overload* $F_{OL}/F_{máx}$ de 1,25; 1,5; 1,75 e 2, em que F_{OL} é sobrecarga aplicada e $F_{máx}$ é a carga máxima aplicada no bloco inicial. Independentemente do valor da sobrecarga, é observada uma tendência que consiste no aumento repentino de da/dN seguido da sua diminuição para valores mínimos que posteriormente se aproximam da curva a carga constante. O pico de da/dN é explicado pelo ciclo de carregamento correspondente à sobrecarga ($\Delta F=F_{OL}-F_{mín}$), que tem uma amplitude superior à do ciclo de carga base. A subsequente diminuição está relacionada com o fecho de fenda resultante do aumento de carga. Com a propagação de fenda o efeito da sobrecarga tem tendência a desaparecer.

Isto acontece porque os valores de δ_p , após aplicação da carga mais elevada e retoma à carga inicial, são mais baixos do que a situação dita normalizada. Isto é, não se faz sentir tanta deformação plástica nos blocos de propagação seguintes. Um aumento da razão de sobrecargas faz aumentar o valor máximo de da/dN , o seu posterior valor mínimo e a extensão da propagação de fenda que é afetada pela *overload*, tendo isto sido descrito em trabalhos anteriores (Wheatley, 1999; Borrego, 2003; Bichler, 2007).

Ao contrário de tensão plana, para deformação plana – figura 5.17a – o regime transiente é muito menor, o que pode ser explicado pelo fenómeno de fecho de fenda. Apenas se fez sentir este fenómeno para as sobrecargas de $F_{OL}/F_{máx}=1,75$ e 2, o que justifica os valores mais baixos para ambos os casos, comparativamente a $F_{OL}/F_{máx}=1,25$ e 1,5.

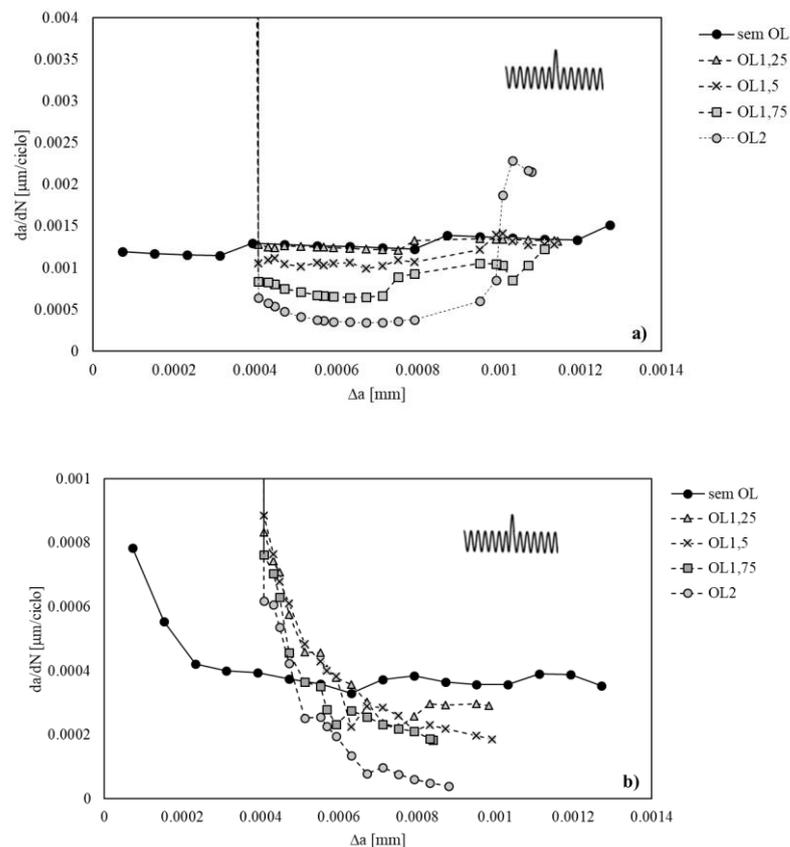


Figura 5.17 - Velocidade de propagação de fenda quando o provete é sujeito a *overloads*: **a)** Deformação plana; **b)** Tensão Plana.

Considere-se agora a aplicação de carga Baixo-Alto, em que os testes foram feitos exatamente nas mesmas condições que para as sobrecargas.

A mudança de bloco de carga é realizada na 50.^a propagação de carga que corresponde a um incremento de fenda de $\Delta a=472 \mu\text{m}$. É notório que ao contrário do que acontece em cima, a velocidade de propagação tende realmente a estabilizar, mas não para valores inferiores à curva base, mas para valores superiores – figura 5.18a e b. O aumento de carga provoca arredondamento da extremidade de fenda o que vai eliminar o efeito de fecho de fenda. Com a propagação de fenda, é gerada uma nova onda residual plástica e a velocidade de propagação vai reduzindo progressivamente até ao valor correspondente ao segundo bloco de carga. Estes resultados são apoiados por literatura, tal como acima (Zhao, Jiang, 2008). Como se pode observar, para deformação plana, figura 5.18a, devido à ausência de fecho de fenda, os valores estabilizam de forma mais rápida.

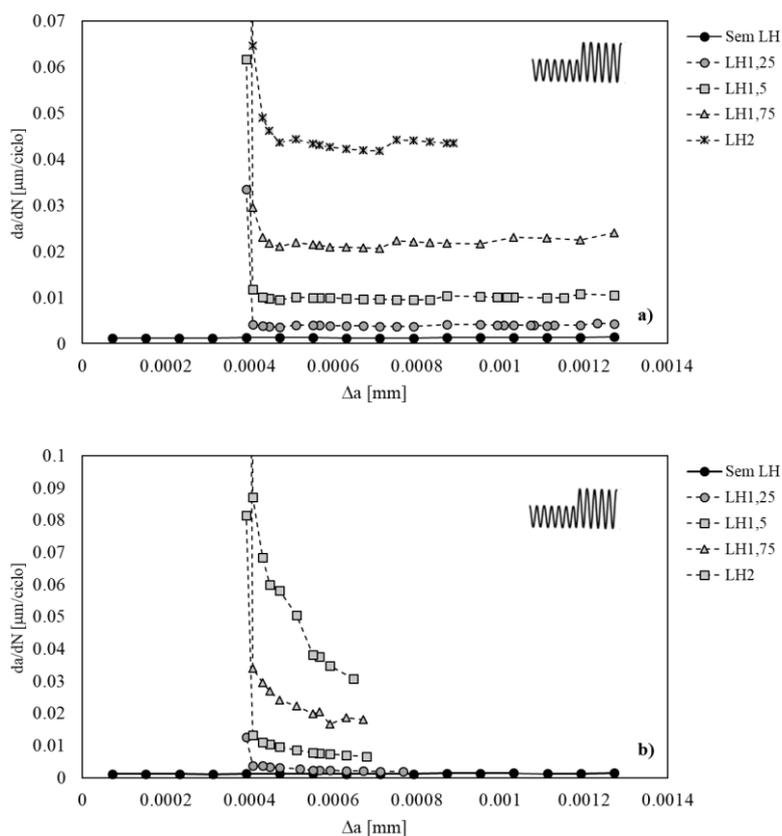


Figura 5.18 - Velocidade de propagação de fenda quando o provete é sujeito a cargas *Low High*: **a)** Deformação plana; **b)** Tensão Plana.

5.3.4. Efeito do ponto de medição nas previsões

Pelo modelo descrito na figura 5.4, podemos observar que as curvas referentes ao nó 12 se situam à esquerda das referentes ao nó 1. Quando se faz uma previsão, por exemplo, alterando R e estudando o que acontece com $\delta_{p,1}$ e $\delta_{p,12}$, observa-se que $\delta_{p,12}$ é efetivamente menor que $\delta_{p,1}$. Isto acontece, pois as previsões que se obtêm são semelhantes e que $da/dN-\delta_p$ já tem o efeito de d em consideração. O que é um ponto a favor do modelo. Indica que há robustez relativamente ao ponto de medição, como se pode observar na figura 5.19.

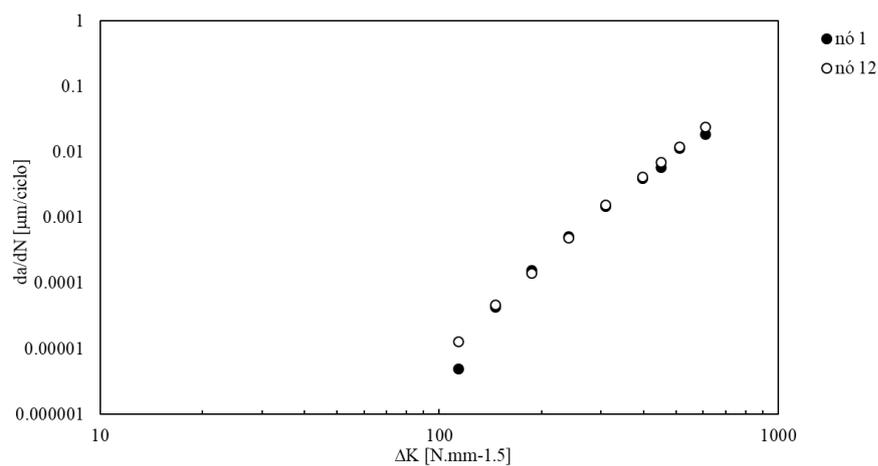


Figura 5.19 - Curva $da/dN-\Delta K$, em escala logarítmica, para o nó 1 e nó 12, com $R=0,1$.

6. CONCLUSÃO

Nesta dissertação foi estudada o comportamento à fadiga do aço inoxidável 304L, utilizando um modelo $da/dN-\delta_p$. A velocidade de propagação de fenda, da/dN , foi obtida experimentalmente através de um provete com 10 mm de espessura, enquanto que δ_p foi obtido numericamente utilizando o método de elementos finitos. Daí foram retiradas algumas conclusões expostas seguidamente:

- O δ_p mantém-se aproximadamente constante com o incremento de fenda, no entanto na fase inicial o seu comportamento é transitório, sendo importante haver alguma propagação de fenda para garantir valores estáveis de δ_p ;
- O ponto de medição de δ_p tem uma grande influência no seu valor. Quanto mais próximo se está da extremidade de fenda, maior será o seu valor;
- Para cinco ciclos de carga entre propagações os valores de δ_p são mais baixos que para apenas dois ciclos. Assim, prova-se que os parâmetros numéricos têm um efeito significativo nos valores de δ_p ;
- O modelo $da/dN-\delta_p$ é retirado com maior aproximação à realidade se houver cinco ciclos de carga entre propagações, permitindo então a utilização deste modelo daí em diante;
- Foi provado que a partir do modelo $da/dN-\delta_p$ conseguem-se fazer previsões numéricas relativas ao estado de tensão, tensão média (R) e cargas variáveis. Todas as previsões obtidas estão de acordo com as tendências observadas na literatura;

- Conclui-se que o fenómeno de fecho de fenda afeta a gama de carga efetiva e , consequentemente, δ_p e da/dN , o que explica as variações entre deformação e tensão plana;
- Há também um efeito da tensão média que explica o aumento de da/dN com R observado para deformação plana onde não há efeito de fecho de fenda;
- Pode, então, assumir-se o modelo $da/dN-\delta_p$ como uma propriedade do material e utilizá-la para prever qualitativamente o efeito de outros parâmetros físicos como a geometria do material.

A capacidade para prever numericamente da/dN é muito interessante pois permite explorar as vantagens dos estudos numéricos, nomeadamente a possibilidade de desenvolver estudos paramétricos e a possibilidade de identificar os mecanismos por detrás das variações observadas.

Tal como já foi referido, o estudo efetuado foi à base de estudos qualitativos, no entanto não se conseguiu estudá-los todos devido à falta de tempo no tratamento de dados da alteração da geometria do material, proponho esse estudo e posterior avaliação da capacidade de obtenção de bons resultados quantitativos a partir do modelo $da/dN-\delta_p$ suscita um estudo futuro focado no tema.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Antunes F.V., S.M. Rodrigues, R. Branco, D. Camas, A numerical analysis of CTOD in constant amplitude fatigue crack growth, *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* 85 (2016) 45–55.
- Antunes F.V., R Branco, P.A. Prates, L. Borrego, Fatigue crack growth modelling based on CTOD for the 7050-T6 alloy, *Fatigue Fract Engng Mater Struct*, 2017 (in press)
- Antunes F.V., S. Serrano, R Branco, P. Prates, P. Lorenzino, Fatigue crack growth in the 2050-T8 aluminium alloy, *International journal of fatigue*, submitted
- ASTM (2004). *ASTM Annual Book*, American Society for testing and Materials, West Conshohoken, PA.
- Bichler Ch., Pippan R., Effect of single overloads in ductile metals: A reconsideration, *Engineering Fracture Mechanics* 74 (2007) 1344–1359.
- Branco C., Ferreira J., Costa J., & Ribeiro A. (2012). *Projecto de Órgãos de Máquinas*.
- Boyce B.L., Ritchie R.O., Effect of load ratio and maximum stress intensity on the fatigue threshold in Ti–6Al–4V, *Engineering Fracture Mechanics* 68 2001, 129–147
- Castanheira FA (2015), “Propagação de Fendas por Fadiga: Efeitos de Blocos de Carga”, tese de mestrado, Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Coimbra.
- Chaboche JL (2008) A review of some plasticity and viscoplasticity constitutive theories. *International Journal of Plasticity*, 24, 1642–1693.
- Chapetti M.D., Miyata H., Tagawa T., Miyata T., Fujioka M., Fatigue crack propagation behaviour in ultra-fine grained low carbon steel, *International Journal of Fatigue* 27, Issue 3, 2005, 235–243.

- D.M. Rodrigues, F.V. Antunes (2009) Finite element simulation of plasticity induced crack closure with different material constitutive models. *Engineering Fracture Mechanics* 76: 1215-1230.
- Donald K, Paris PC (1999). An evaluation of DK_{eff} estimation procedure on 6061-T6 and 2024-T3 aluminum alloys. *Int J Fatigue*; 21:S47–57.
- Dubois, Thierry (2013, 18 de Junho), “Constellium Inaugurates New ‘Airware’.
- Duncan T., Knight K. (2015). “Electrochemical Testing of Aluminum-Lithium Alloys 2050, 2195, and the Current Aerospace. Industry Standard 7075 to Measure the Galvanic Corrosion Behavior with Ti-6Al-4V”.
- Hfaiedh, N., Peyre, P., Song, H., Popa, I., Ji, V., & Vignal, V. (2015), Finite element analysis of laser shock peening of 2050-T8 aluminum alloy. *International Journal of Fatigue*, 70, 480-489.
- Irwin G. R. (1958). *Fracture in: Encyclopedia of Physics*, S. Flugge, Vol. VI, Springer Verlag, 551-590.
- Paris, P.C. and Erdogan, F. (1963) A Critical Analysis of Crack Propagation Laws. *Journal of Basic Engineering*, 85, 528-533.
- Kujawski D. A new $(\Delta K + K_{max})^{0.5}$ driving force parameter for crack growth in aluminum alloys. *Int J Fatigue* 2001b;23:733–40.
- Larson, S.G, Carlson, A.J, 1973. Influence of Non – Singular Stress Terms and Specimen geometry on SSY on Crack Tip in elastic – plastic material. *Journal Mech. Phys. Solids*, Vol. 21, pp. 263-278.
- Lasdon L.S., Waren A.D., Jain A., Ratner M.W. (1975). Design and testing of a Generalized Reduced Gradient Code for Nonlinear Optimization. NTIS National Technical Information Service U. S. Department of Commerce, Cleveland.
- Lequeu, P., Smith, K. P., & Daniélou, A. (2009). Aluminum-Copper-Lithium Alloy 2050 Developed for Medium to Thick Plate. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 19(6), 841-847.

- Lugo M., Daniewicz S.R. (2011), The influence of T-stress on plasticity induced crack closure under plane strain conditions. *Int. J. Fatigue* 33; 176–185.
- Mesquita, S. (2016), “Propagação de fendas por fadiga: Estudo numérico de CTOD”. Tese de Mestrado em Engenharia Mecânica. Faculdade de Ciências e Tecnologia – Universidade de Coimbra, Coimbra.
- Mehrzadi M., Taheri F., The influence of negative and positive stress ratios on crack growth rate in AM60B magnesium alloy, *Materials Science and Engineering: A* 545, 2012, 68–77.
- Newman J. C., & Elber W. (1988). *Mechanics of Fatigue Crack Closure*, Edição 982.
- Nicholls D J. (1993) Prediction of fatigue crack growth rates based on crack blunting. *Engineering Fracture Mechanics*, 48(1), 9–15.
- Nowell D., & De Matos P. F. P. (2010). Application of digital image correlation to the investigation of crack closure following overloads. Lukas P (ed), *Fatigue*, p. 1035-1043.
- Paris, P.C. and Erdogan, F. (1963) A Critical Analysis of Crack Propagation Laws. *Journal of Basic Engineering*, 85, 528-533.
- P.A. Prates, A.F.G. Pereira, N.A. Sakharova, M.C. Oliveira, and J.V. Fernandes, “Inverse Strategies for Identifying the Parameters of Constitutive Laws of Metal Sheets,” *Advances in Materials Science and Engineering*, vol. 2016, Article ID 4152963, 18 pages, 2016.
- Paul, S. K., & Tarafder, S. (2013). Cyclic plastic deformation response at fatigue crack tips. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 101, 81-90.
- Pelloux, R. M. (1970). Crack Extension by alternating shear. *Engineering Fracture Mechanics* 1, 170-174.
- Pippan, R., & Grosinger, W. (2013). Fatigue crack closure: From LCF to small scale yielding. *International Journal of Fatigue*, 46, 41–48.
- Rice J.R. (1967) *Mechanics of crack tip deformation and extension by fatigue*. On: Fatigue crack propagation. Philadelphia: ASTM STP 415, 256–71.

- Serrano S. (2017), “Análise de Propagação de Fendas por fadiga baseada no CTOD para a liga 2050-T8 AA”, tese de mestrado, Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Coimbra.
- Simões R. (2017), “Análise de Propagação de Fendas por fadiga com base no CTOD: Efeito dos Parâmetros Numéricos”, tese de mestrado, Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Coimbra.
- Sousa, T. (2014), “Propagação de fendas por fadiga: Influência do contacto nos parâmetros de extremidade de fenda”, Tese de Mestrado em Engenharia Mecânica, Universidade de Coimbra
- Sutton M. A., McNeill S. R., Helm J. D., & Boone M. L. (2000). Measurement of crack tip opening displacement and full-field deformations during fracture of aerospace materials using 2D and 3D image correlation methods. *Iutam Symposium on Advanced Optical Methods and Applications in Solid Mechanics*, 82:571-580.
- Takehio O., & Koboyshi H. (1987). Near-threshold fatigue crack growth and crack closures in a nodular cast iron. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 10, 273-280.
- Tvergaard, V. (2004). On fatigue crack growth in ductile materials by crack-tip blunting. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 52(9), 2149-2166.
- Voce E (1948) The relationship between stress and strain for homogeneous deformation, *Journal of the Institute of Metals*, 74, 537–562.
- Vor, K., Gardin, C., Sarrazin-Baudoux, C., & Petit, J. (2013). Wake length and loading history effects on crack closure of through-thickness long and short cracks in 304L: Part II - 3D numerical simulation. *Elsevier*.
- Wells A. A. (1961). Unstable crack propagation in metals: cleavage and fast fracture. *Proceedings of the Crack Propagation Symposium*, Vol. 1, Paper 84, Cranfield, UK.

- Wheatley G., X.Z. Hu and Y. Estrin, Effects of a single tensile overload on fatigue crack growth in a 316L steel, *Fatigue Fract Engng Mater Struct* 22, 1041–1051, 1999
- Yusof F., Lopez-Crespo P., & Withers P. J. (2013). Effect of overload on crack closure in thick and thin specimens via digital image correlation. *International Journal of Fatigue*, 56:17-24.
- Zhao LG, Tong J, Byrne J. The evolution of the stress–strain fields near a fatigue crack tip and plasticity induced crack closure revisited. *Fatigue Fract Engng Mater Struct* 2004;27:19–29.

APÊNDICE A

Tabela 1 – Casos estudados, em amplitude constante.

<i>NLC5, Deformação Plana</i>			<i>Nó 1</i>			<i>Nó 12</i>		
α_0	<i>R</i>	ΔK	$\Delta CTOD_p$	$\Delta CTOD_e$	F_{th}	$\Delta CTOD_p$	$\Delta CTOD_e$	F_{th}
13.25	0.1	19.1764	1.0304	0.8872	28.5966	0.6372	2.7253	31.3869
15	0.1	16.0978	0.8250	0.6569	23.4011	0.4279	2.3411	27.6073
16.25	0.1	14.2063	0.6062	0.6175	22.2802	0.3161	2.0777	26.7643
17.5	0.1	12.5370	0.5028	0.5213	19.6368	0.2374	1.8508	23.3351
20	0.1	9.7638	0.3177	0.4153	15.6623	0.1363	1.4743	20.6391
22.5	0.1	7.6041	0.1901	0.3181	13.2247	0.0681	1.1278	16.2297
25	0.1	5.9220	0.1062	0.2341	11.6257	0.0296	0.8294	14.0389
27.5	0.1	4.6121	0.0568	0.1727	9.9919	0.0125	0.6100	11.7657
30	0.1	3.5919	0.0203	0.1099	8.8751	0.0033	0.3896	10.8410
α_0	<i>R</i>	ΔK	$\Delta CTOD_p$	$\Delta CTOD_e$	F_{th}	$\Delta CTOD_p$	$\Delta CTOD_e$	F_{th}
13.25	0.3	21.3071	1.5309	0.8209	67.8531	0.8255	2.9904	72.2755
15	0.3	17.8864	1.0786	0.7170	56.3118	0.5525	2.5792	60.5413
16.25	0.3	15.7847	0.8565	0.6496	48.7462	0.4259	2.3249	52.7110
17.5	0.3	13.9300	0.6490	0.5755	43.4992	0.3080	2.0526	47.3654
20	0.3	10.8487	0.3899	0.4529	33.9398	0.1679	1.6090	37.1967
22.5	0.3	8.4490	0.2403	0.3541	25.9518	0.0904	1.2566	28.9020
25	0.3	6.5801	0.1407	0.2676	20.3173	0.0432	0.9475	22.9700
27.5	0.3	5.1245	0.0745	0.1922	16.0871	0.0176	0.6815	18.4675
30	0.3	3.9910	0.0339	0.1256	13.3874	0.0057	0.4544	15.2585
α_0	<i>R</i>	ΔK	<i>DCTOD_p</i>	<i>DCTOD_e</i>	<i>F_{th}</i>	<i>DCTOD_p</i>	<i>DCTOD_e</i>	<i>F_{th}</i>
13.25	0.5	21.3071	1.6773	0.7843	137.2953	0.8539	2.9264	142.0916
15	0.5	17.8864	1.2039	0.7060	111.3257	0.5885	2.5739	115.4796
16.25	0.5	15.7847	0.9309	0.6429	96.0834	0.4440	2.3203	100.1230
17.5	0.5	13.9300	0.7208	0.5801	82.9730	0.3366	2.0800	86.9270
20	0.5	10.8487	0.4088	0.4492	63.6767	0.1699	1.6002	66.9171
22.5	0.5	8.4490	0.2501	0.3524	47.5107	0.0927	1.2501	50.4646
25	0.5	6.5801	0.1479	0.2669	35.5403	0.0452	0.9464	38.1223
27.5	0.5	5.1245	0.0802	0.1911	26.6656	0.0190	0.6810	29.1539
30	0.5	3.9910	0.0338	0.1280	20.6809	0.0062	0.4541	22.6587

a_0	R	ΔK	$\Delta CTOD_p$	$\Delta CTOD_e$	F_{th}	$\Delta CTOD_p$	$\Delta CTOD_e$	F_{th}
13.25	0.7							
15	0.7							
16.25	0.7							
17.5	0.7	13.9300	0.8061	0.5517	179.0635	0.3558	2.0048	182.9863
20	0.7	10.8487	0.4592	0.4399	132.8726	0.1837	1.5778	136.2034
22.5	0.7	8.4490	0.2752	0.3452	97.6140	0.1007	1.2296	100.5935
25	0.7	6.5801	0.1626	0.2616	71.3911	0.0500	0.9299	74.0954
27.5	0.7	5.1245	0.0889	0.1892	52.0952	0.0221	0.6725	54.4396
30	0.7	3.9910	0.0387	0.1274	38.1049	0.0078	0.4523	40.1031
a_0	R	ΔK	$\Delta CTOD_p$	$\Delta CTOD_e$	F_{th}	$\Delta CTOD_p$	$\Delta CTOD_e$	F_{th}
13.25	-0.1	21.3071	1.3976	0.8482	3.7514	0.8229	3.0380	8.2995
15	-0.1	17.8864	1.0138	0.7362	4.5190	0.5661	2.6225	8.7534
16.25	-0.1	15.7847	0.7835	0.6542	5.9519	0.4128	2.3250	10.0146
17.5	-0.1	13.9300	0.5917	0.5798	7.6246	0.2930	2.0581	11.5627
20	-0.1	10.8487	0.3519	0.4559	9.3041	0.1518	1.6161	19.8163
22.5	-0.1	8.4490	0.2067	0.3393	8.2211	0.0787	1.2456	18.6626
25	-0.1	6.5801	0.1192	0.2567	7.8909	0.0388	0.9294	10.0822
27.5	-0.1	5.1245	0.0658	0.1920	7.0321	0.0167	0.6956	8.7208
30	-0.1	3.9910	0.0301	0.1268	5.8310	0.0050	0.4546	8.4169

NLC2, Deformação Plana

a_0	R	ΔK	$\Delta CTOD_p$	$\Delta CTOD_e$	F_{th}	$\Delta CTOD_p$	$\Delta CTOD_e$	F_{th}
13.25	0.1	19.1764	1.2244	0.7542	28.5598	0.7444	2.7006	30.3268
15	0.1	16.0978	0.8510	0.6384	27.1909	0.5863	2.2664	17.8949
16.25	0.1	14.2063	0.6749	0.5528	24.7846	0.4533	2.0240	17.1562
17.5	0.1	12.5370	0.5179	0.4950	24.1241	0.2865	1.6604	15.7280
20	0.1	9.7638	0.3096	0.3766	20.6290	0.2021	1.4063	13.5474
22.5	0.1	7.6041	0.2003	0.2887	15.3806	0.1118	1.0738	10.1065
25	0.1	5.9220	0.1214	0.2212	12.1841	0.0457	0.8333	9.9078
27.5	0.1	4.6121	0.0600	0.1905	11.3916	0.0159	0.6342	11.4856
30	0.1	3.5919	0.0269	0.1100	8.6392	0.0043	0.3896	10.5403

NLC5, Tensão Plana

α_0	R	ΔK	$\Delta CTOD_p$	$\Delta CTOD_e$	F_{th}	$\Delta CTOD_p$	$\Delta CTOD_e$	F_{th}
13.25	0.1							
15	0.1	16.0978	0.6177	0.5961	39.1074	0.5821	2.1447	51.8485
16.25	0.1							
17.5	0.1	12.5370	0.3220	0.4104	33.6349	0.2695	1.5115	39.1097
20	0.1	9.7638	0.1572	0.3098	30.1767	0.3768	0.9789	20.6759
22.5	0.1	7.6041	0.0696	0.2520	27.6813	0.1915	0.8297	15.6164
25	0.1	5.9220	0.0548	0.1670	17.4847	0.1346	0.6571	11.1499
27.5	0.1	4.6121	0.0340	0.1365	12.5803	0.0670	0.5507	11.3920
30	0.1	3.5919	0.0179	0.1084	9.4137	0.0076	0.4347	8.0914
α_0	R	ΔK	$\Delta CTOD_p$	$\Delta CTOD_e$	F_{th}	$\Delta CTOD_p$	$\Delta CTOD_e$	F_{th}
13.25	0.3	21.3071	1.9270	0.9750	56.3835	1.9063	3.5757	61.2120
15	0.3	17.8864	1.3250	0.8411	48.4901	1.3025	3.0867	48.9391
16.25	0.3	15.7847	0.9833	0.7440	44.4152	1.2315	2.4436	48.9417
17.5	0.3	13.9300	0.7725	0.6232	46.6187	1.0437	2.0906	43.9685
20	0.3	10.8487	0.4316	0.4759	38.7535	1.1020	1.1695	27.5593
22.5	0.3	8.4490	0.2457	0.2457	31.2131	0.5289	1.1553	24.2594
25	0.3	6.5801	0.0874	0.2119	19.8835	0.2322	0.7868	17.7372
27.5	0.3	5.1245	0.0852	0.2099	18.4216	0.1655	0.8551	13.7817
30	0.3	3.9910	0.0541	0.1705	13.1590	0.0659	0.7060	9.7019
α_0	R	ΔK	$\Delta CTOD_p$	$\Delta CTOD_e$	F_{th}	$\Delta CTOD_p$	$\Delta CTOD_e$	F_{th}
13.25	0.5							
15	0.5							
16.25	0.5							
17.5	0.5	13.9300	0.8502	0.6682	76.3619	0.8391	2.4855	76.9773
20	0.5	10.8487	0.5031	0.5226	64.6872	0.5107	1.9769	57.9135
22.5	0.5	8.4490	0.2861	0.4084	50.2571	0.3510	1.5233	42.6539
25	0.5	6.5801	0.1058	0.2374	33.0007	0.1040	0.9690	32.8265
27.5	0.5	5.1245	0.0846	0.2483	29.9679	0.1061	0.9546	23.5932
30	0.5	3.9910	0.0613	0.1853	20.1066	0.0505	0.7286	16.9458
α_0	R	ΔK	$\Delta CTOD_p$	$\Delta CTOD_e$	F_{th}	$\Delta CTOD_p$	$\Delta CTOD_e$	F_{th}

13.25	0.7							
15	0.7							
16.25	0.7							
17.5	0.7							
20	0.7							
22.5	0.7	8.4490	0.3358	0.4556	96.8581	0.2652	1.6808	98.4366
25	0.7	6.5801	0.1220	0.2675	72.2582	0.0726	1.0168	73.9256
27.5	0.7	5.1245	0.1181	0.2595	51.8751	0.0721	1.0152	54.3407
30	0.7	3.9910	0.0781	0.2019	36.3993	0.0405	0.7881	32.5011
a_0	R	ΔK	$\Delta CTOD_p$	$\Delta CTOD_e$	F_{th}	$\Delta CTOD_p$	$\Delta CTOD_e$	F_{th}
13.25	-0.1	21.3071	2.0733	0.2057	6.0193	1.4046	2.9256	23.6105
15	-0.1	17.8864	1.3059	0.2645	15.1462	0.8418	2.4019	16.5955
16.25	-0.1	15.7847	0.7175	0.5250	18.5298	0.6192	2.0657	23.5123
17.5	-0.1	13.9300	0.4794	0.4876	16.6303	0.5402	1.7270	17.1898
20	-0.1	10.8487	0.2175	0.3918	26.3732	0.4730	1.1436	15.2975
22.5	-0.1	8.4490	0.1295	0.2762	18.5217	0.5306	0.6863	11.0056
25	-0.1	6.5801	0.0501	0.1615	15.4159	0.0869	0.6400	9.5390
27.5	-0.1	5.1245	0.0535	0.1649	10.8181	0.0814	0.6659	7.0444
30	-0.1	3.9910	0.0363	0.1368	7.7102	0.0531	0.5646	4.6900

