



FCTUC FACULDADE DE CIÊNCIAS
E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE COIMBRA

DEPARTAMENTO DE
ENGENHARIA MECÂNICA

Propagação de Fendas por Fadiga: Influência do Contacto nos Parâmetros de Extremidade de Fenda

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

Autor

Tiago Daniel Brás de Sousa

Orientador

Professor Doutor Fernando Jorge Ventura Antunes

Júri

Presidente	Professor Doutor José Domingos Moreira da Costa Professor Associado com agregação da Universidade de Coimbra
Vogais	Professor Doutor Ricardo Madeira Soares Branco Professor Adjunto do Instituto Politécnico de Coimbra
Orientador	Professor Doutor Fernando Jorge Ventura Antunes Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra

Coimbra, Julho, 2014

“O único lugar onde o sucesso vem antes do trabalho é no dicionário”

Albert Einstein

Aos meus pais e à Adriana

Agradecimentos

A dissertação aqui apresentada apenas se tornou realidade graças ao auxílio e colaboração de pessoas aos quais quero prestar o meu devido reconhecimento:

Ao meu orientador, Professor Doutor Fernando Antunes, um dos maiores contribuintes desta dissertação, por toda a sua disponibilidade, pela atenção, pelas muitas horas perdidas, por toda a força que me deu nas piores alturas, pela sua grande disponibilidade na partilha de conhecimentos e por toda a sua amizade.

A toda a minha família em especial aos meus pais, os meus grandes heróis, por toda a força e apoio mas também por me terem proporcionado todas as condições para que fosse possível chegar até aqui, isto é tanto vosso como meu.

À minha irmã, Adriana, por ter sempre aquela palavrinha de conforto e, apesar de ser a irmã mais nova, ser para mim um exemplo.

A todos os meus colegas e amigos, pelo apoio, preocupação, motivação e amizade e por todos os bons momentos nos tempos livres. Aos amigos do “*BUNKER*”, pois nos momentos de aperto eram os primeiros a aturar-me mas também os primeiros a apoiar-me e pela capacidade de tornar qualquer mau momento, num momento alegre.

Ao Mestre Amir Chegini pelo ensinamento e apoio sem os quais as simulações numéricas não eram possíveis.

À Professora Doutora Marta Oliveira pela ajuda com o *template* da tese.

Ao Grupo de Tecnologia do Departamento de Engenharia Mecânica pela utilização do *software* DD3IMP.

Ao Laboratório de Construções Mecânicas do Departamento de Engenharia Mecânica onde passei grande parte do tempo durante a realização deste trabalho, pela companhia e pela prontidão em ajudar.

À Fundação para a Ciência e Tecnologia e ao Programa Operacional Temático Fatores de Competitividade (COMPETE), participado pelo fundo comunitário Europeu FEDER (Projeto PTDC/EME-PME/114892/2009; COMPETE: FCOMP-01-0124-FEDER-015171).



Resumo

O contacto das faces da fenda tem sido utilizado para explicar o efeito da razão de tensão, e da história de carga na velocidade de propagação de fendas por fadiga. O conceito de fecho de fenda é porém um tema que tem gerado bastante controvérsia. O que se deve ao facto de não estar bem definido o efeito que o contacto das faces de fenda tem na propagação da mesma. Assim, o grande objetivo desta dissertação é descobrir qual a importância do contacto na velocidade de propagação de fenda. Outros objetivos são por um lado desenvolver uma estratégia de modelação numérica para quantificar o efeito desse mesmo contacto e por outro descobrir qual é a ligação entre os parâmetros de extremidade de fenda (energia dissipada, deslocamento de abertura de fenda, gama de deformação plástica e raio plástico cíclico) e a velocidade de propagação (curvas de da/dN). Para a resolução destes problemas foi realizado um vasto leque de simulações numéricas no programa DD3IMP utilizando modelos com e sem contacto considerando diferentes cargas cíclicas. Com este trabalho conseguiram-se confirmar várias hipóteses: (1) que o conceito de fecho de fenda é válido, (2) que o conceito da mecânica da fratura linear elástica (MFLE) é aplicável a este estudo, (3) há influência do fecho de fenda nos parâmetros de extremidade de fenda, (4) que o método baseado na *compliance* é o parâmetro de fecho de fenda induzido por plasticidade (PICC) mais eficaz e (5) que a malhagem tem uma grande influência nas previsões numéricas.

Palavras-chave: Propagação de fendas por fadiga, fecho de fenda, validade da mecânica da fratura linear elástica, parâmetros de extremidade de fenda.

Abstract

The contact of the crack flanks has been used to explain the effect of stress ratio and load history on fatigue crack growth. The concept of crack closure is still a very controversial subject, since the effect that the contact of crack flanks has on the fatigue crack growth is not well defined. Therefore, the main goal of this dissertation is to discover the importance of the contact on fatigue crack growth. Other goals are to define a numerical modelling strategy to quantify the effect of contact and to also find out the connection between the crack-tip parameters (dissipated energy, crack open displacement, plastic deformation range and cyclic plastic radius) and the fatigue crack growth (da/dN curves). To solve this problem, a wide range of numerical simulations were conducted using the program DD3IMP, where models with and without contact and with different cyclic loads were studied. This work confirmed several hypothesis, namely: (1) that the concept of crack closure is valid, (2) that the concept of linear elastic fracture mechanics (LEFM) is suitable for this study, (3) that the crack-tip parameters are influenced by crack closure, (4) that the compliance approach gives the most effective plasticity induced crack closure (PICC) parameter and (5) that the mesh has a large influence in the numerical predictions.

Keywords Fatigue crack growth, crack closure, linear elastic fracture mechanics, crack tip parameters.

Índice

Índice de Figuras	vi
Índice de Tabelas	viii
Simbologia e Siglas	ix
Simbologia.....	ix
Siglas	x
1. Introdução.....	1
1.1. Enquadramento	1
1.2. Objetivos.....	2
1.3. Estrutura da dissertação	3
2. Revisão bibliográfica.....	4
2.1. Discussão acerca do conceito de fecho de fenda	4
2.2. Identificação dos parâmetros de extremidade de fenda	9
3. Procedimento numérico.....	13
3.1. Geometria.....	13
3.2. Carregamento e condições de fronteira	13
3.3. Material.....	16
3.4. Malhagem	17
3.5. Propagação de fenda	18
3.6. Parâmetros para quantificação da abertura de fenda.....	18
3.7. Parâmetros de extremidade de fenda	19
3.8. Programa de elementos finitos.....	20
4. Apresentação e análise dos resultados.....	23
4.1. Validação do MFLE.....	23
4.2. Efeito do contacto nos parâmetros de extremidade de fenda.....	26
4.3. Validação do conceito de fecho de fenda	32
4.4. Parâmetro numérico mais eficaz.....	35
4.5. Efeito da malhagem	38
5. Conclusões.....	42
Referências Bibliográficas.....	44

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1. Diagrama esquemático das diferentes zonas de extremidade de fenda, parâmetros e reação da tensão-deformação.....	10
Figura 3.1. Geometria do provete e da fenda.....	13
Figura 3.2. Carregamento e condições de fronteira.....	14
Figura 3.3. Descrição da malha.....	18
Figura 3.4. Procedimentos adotados para medir $\Delta\varepsilon_{p,yy}$, $\Delta\varepsilon_{total,yy}$ e a energia dissipada por ciclo.....	20
Figura 3.5. Fluxograma do procedimento numérico.....	22
Figura 4.1. Deformação plástica e total em função de ΔK	24
Figura 4.2. Deslocamento de abertura de fenda em função de ΔK	25
Figura 4.3. Raio plástico cíclico em função de ΔK	25
Figura 4.4. Energia em função de ΔK	26
Figura 4.5. Curva tensão-deformação sem contacto das faces de fenda para $K_{min} = 0$ MPa.m ^{0,5} , $K_{max} = 11,5$ MPa.m ^{0,5}	28
Figura 4.6. Curva tensão-deformação com contacto das faces de fenda para $K_{min} = 0$ MPa.m ^{0,5} , $K_{max} = 11,5$ MPa.m ^{0,5}	28
Figura 4.7. Efeito do contacto no último ciclo de tensão deformação para $K_{min} = 0$ MPa.m ^{0,5} , $K_{max} = 11,5$ MPa.m ^{0,5}	29
Figura 4.8. Raio plástico ciclo com e sem contacto em função de ΔK	29
Figura 4.9. Energia dissipada com e sem contacto em função de ΔK	30
Figura 4.10. COD com e sem contacto em função de ΔK	30
Figura 4.11. Deformação com e sem contacto em função de ΔK	31
Figura 4.12. Efeito do contacto nos vários parâmetros de extremidade de fenda.....	31
Figura 4.13. Efeito do contacto na energia dissipada na frente de fenda.....	33
Figura 4.14. Efeito do contacto no deslocamento de abertura de fenda.....	33
Figura 4.15. Efeito do contacto na gama de deformação plástica.....	34
Figura 4.16. Efeito do contacto no raio plástico cíclico.....	34
Figura 4.17. Efeito do parâmetro numérico de medição de fecho na energia dissipada.....	36
Figura 4.18. Efeito do parâmetro numérico de medição de fecho na gama de deformação plástica.....	36

Figura 4.19. Efeito do parâmetro numérico de medição de fecho no deslocamento de abertura de fenda.	37
Figura 4.20. Efeito do parâmetro numérico de medição de fecho no raio plástico cíclico.	37
Figura 4.21. Último ciclo de carga com malhas M8 e M16.	39
Figura 4.22. Influência da malhagem no COD.	39
Figura 4.23. Influência da malhagem na energia.	40
Figura 4.24. Influência da malhagem na gama de deformação plástica.	40
Figura 4.25. Influência da malhagem no raio plástico cíclico.	41
Figura 4.26. Localização dos pontos de Gauss nas malhas M16 e M8.	41

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 3.1. Casos de carga.	15
Tabela 3.2. Casos de carga (cont.).....	16

SIMBOLOGIA E SIGLAS

Simbologia

CT – Provede *compact tension*

da/dN - Velocidade de propagação

E - Módulo de Young

F_{max} - Força máxima

F_{min} - Força mínima

K - Fator de intensidade de tensão

K_{ccl} - Nível efetivo de fecho de fenda

K_{max} - Fator de intensidade de tensão máximo

K_{min} – Fator de intensidade de tensão mínimo

K_{op} – Intensidade de tensão associada que causa 2% de desvio no declive da curva força-deslocamento

K_w – Limite inferior de nível de fecho de fenda, calculado a partir da variação de *compliance*

$M(T)$ - Provede com fenda central

P_{op} – Carga de abertura de fenda

R – Razão de tensões

r_{pc} – Raio plástico cíclico

ΔK – Gama do fator de intensidade de tensão

ΔK^+ – Parte positiva do fator de intensidade de tensão

ΔK_{eff} – Gama efetiva de fator de intensidade de tensão proposta por Kujawski

$\Delta \epsilon_p$ – Gama de deformação plástica

$\Delta \epsilon_{p,yy}$ – Gama de deformação plástica na direção yy

$\Delta \epsilon_{t,yy}$ – Gama de deformação total na direção yy

σ_f – *Flow tension* (média da tensão de cedência e de rotura)

$\sigma_{max comp}$ – Tensão máxima de compressão na extremidade da fenda

σ_{ys} – Tensão de cedência do material

σ_{yy} – Componente da tensão na direção yy

Siglas

ASTM – *American Society for Testing and Materials*

COD ou CTOD – *Crack Opening Displacement* (Deslocamento de Abertura de Fenda)

DD3IMP - *Three-Dimensional Elasto-plastic Finite Element Program*

DEMUC – Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Coimbra

EN - *European Normalization*

FCG ou PFF – *Fatigue Crack Growth* (Propagação de Fendas por Fadiga)

FCTUC – Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra

LEFM ou MFLE– *Linear Elastic Fracture Mechanics* (Mecânica da Fratura Linear Elástica)

PICC – *Plasticity Induced Crack Closure* (Fecho de Fenda Induzido por Plasticidade)

SSY – *Small Scall Yelding* (Deformação em Pequena Escala)

1. INTRODUÇÃO

1.1. Enquadramento

As falhas por fadiga são responsáveis pela maior parte das falhas de serviço (cerca de 90%) (Branco *et al.*, 2012). Assim, o dimensionamento à fadiga, tem uma grande importância no projeto de engenharia. Existe pois a necessidade de investigação nesta área a fim de aumentar a compreensão do fenómeno e o tempo de vida dos componentes.

As roturas por fadiga são caracterizadas por um período de iniciação da fenda (onde se dá a sua nucleação e o crescimento microscópico), por um período de propagação (onde se dá o crescimento macroscópico da fenda) e pela rotura final do material. A existência de defeitos, fissuras ou entalhes reduz o período de iniciação, fazendo com que a propagação da fenda seja dominante.

O fenómeno de fecho de fenda consiste no contacto das duas faces da fenda durante um carregamento, que tem sido confirmado experimental, numérica e analiticamente. Durante este acontecimento ocorrem na extremidade da fenda alterações, tais como variação das deformações, das tensões e da energia dissipada na frente de fenda que afetam a velocidade de propagação das mesmas. O fenómeno de fecho apresenta-se pois como um fator extremamente importante no estudo da propagação de fendas por fadiga.

Existem diferentes tipos de fecho de fenda, nomeadamente o fecho de fenda induzido por plasticidade (PICC) (Ritchie *et al.*, 1980), o fecho de fenda induzido por óxidos (Suresh *et al.*, 1981), o fecho de fenda induzido por rugosidade (Suresh *et al.*, 1982), o fecho de fenda induzido por fluido viscoso (Tzou *et al.*, 1985), o fecho de fenda induzido por transformação de fase (Pineau *et al.*, 1987) e o fecho de fenda induzido por grafite (Takeshio *et al.*, 1987).

Este trabalho incide no estudo do PICC uma vez que é o tipo de fecho mais relevante no regime II de propagação. Neste regime é válida a lei de Paris, uma vez que em escalas logarítmicas existe uma relação de linearidade entre ΔK e a velocidade de propagação da fenda (Borrego, 2001).

O tema do fecho de fenda tem originado bastante controvérsia devido à divergência sobre o efeito do contacto das faces da fenda. Existem três diferentes grupos com ideias divergentes sobre o tema: (1) os que defendem que o contacto existe e que é muito importante na fase de propagação da fenda; (2) os defensores da teoria de que o contacto existe, mas que não tem qualquer influência no que se passa na zona de processo (zona cíclica) e (3) os que defendem que o contacto existe mas que o seu efeito é menor do que tem sido sugerido.

Deste modo pode-se afirmar que esta é uma área ainda aberta a estudo, uma vez que é importante esclarecer qual é efetivamente a importância do fecho de fenda para a propagação das fendas. Além disso, é necessário identificar qual dos parâmetros utilizados para quantificar numericamente o fecho de fenda controla efetivamente o que se passa na extremidade da fenda.

1.2. Objetivos

A realização deste trabalho tem como objetivo principal perceber se o contacto entre as faces da fenda afeta ou não os campos de tensão-deformação da extremidade da fenda, visto que este é um fator extremamente importante para a compreensão da propagação de fendas.

Os objetivos específicos são:

- Identificar os parâmetros de extremidade de fenda que é suposto estarem relacionados com as curvas $da/dN-\Delta K$.
- Definir uma estratégia de modelação numérica para quantificar o efeito do contacto.
- Estudar o efeito do contacto das fendas para um conjunto significativo de parâmetros físicos.

De referir ainda que a estratégia usada para o desenvolvimento deste estudo passou por uma abordagem numérica, com base no programa DD3IMP desenvolvido pelo Grupo de Tecnologia do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Coimbra (DEMUC).

1.3. Estrutura da dissertação

De seguida apresenta-se a estrutura organizadora desta dissertação:

- Capítulo 2: Este capítulo apresenta-nos de uma forma resumida algumas definições teóricas assim como conceitos que serão importantes para este trabalho.
- Capítulo 3: Aqui é descrito o procedimento numérico desenvolvido neste trabalho, nomeadamente o material, as suas propriedades e a sua geometria, a malha desenvolvida, os parâmetros de extremidade de fenda e, ainda, o funcionamento do programa DD3IMP.
- Capítulo 4: São apresentados todos os resultados obtidos durante a realização deste trabalho, assim como é feita uma análise, discussão e comparação dos resultados obtidos.
- Capítulo 5: Apresentam-se aqui as conclusões finais deste trabalho e são ainda feitas algumas sugestões para trabalhos futuros.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1. Discussão acerca do conceito de fecho de fenda

Os conceitos da mecânica da fratura linear elástica, que se baseiam no fator de intensidade de tensão (K), são válidos para a análise da propagação de fendas por fadiga (PFF) da maioria dos metais, pois os fatores de intensidade de tensão são relativamente baixos, assim como o tamanho da zona plástica na extremidade da fenda. Assim, a análise de engenharia da PFF é geralmente feita relacionando da/dN com a gama do fator de intensidade de tensão (ΔK). Uma relação do tipo lei potencial, denominada de Paris e Erdogan, é normalmente observada para valores intermédios de ΔK :

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (2.1)$$

onde C e m são constantes que dependem do material, razão de tensão, etc. Paris e Erdogan (1963) provaram que o diagrama da/dN versus ΔK para fendas longas em regime de deformação em pequena escala (SSY – *small scale yielding*) conserva as vantagens da mecânica da fratura linear elástica (MFLE), nomeadamente invariância relativamente ao tamanho e forma dos corpos fissurados. A lei de Paris tornou possível prever o comportamento de PFF para componentes de engenharia usando as informações obtidas nos testes laboratoriais. Mais tarde Rice (1967) mostrou que a deformação em pequena escala que ocorre na extremidade da fenda é controlada pelo valor de ΔK . Segundo a lei de Paris, da/dN é unicamente determinada por um parâmetro de carga, o fator de concentração de tensões (ΔK). Contudo a grande quantidade de trabalho desenvolvido, mostrou que outros parâmetros influenciam da/dN , tal como a razão de tensões ou o historial de carga. Christensen (1963) propôs o conceito de interação da superfície de fratura, que leva a uma diminuição da intensidade de tensão na extremidade de fenda e a um aumento da vida à fadiga. Elber (1970, 1971) debateu o conceito em termos dos parâmetros da mecânica da fratura, promovendo um esforço na pesquisa dos mecanismos e dos fenómenos associados ao fecho de fenda. Ritchie *et al.* (1980) e Suresh (1981, 1982) identificaram os principais mecanismos de fecho, que são o fecho de fenda induzido por plasticidade (PICC), o fecho

de fenda induzido por óxidos, e o fecho de fenda induzido por rugosidade. De acordo com Elber, a propagação da fenda devido a cargas cíclicas, forma uma onda residual plástica. O material deformado funciona como uma cunha atrás da extremidade da fenda, e o contacto das faces da fenda é forçado pelo material deformado elasticamente a recuperar a sua posição inicial durante a descarga. A descoberta de Elber estabeleceu pela primeira vez que a velocidade de propagação da fenda não é apenas influenciada pelas condições à frente da extremidade de fenda, mas também pela natureza do contacto das faces de fenda atrás da extremidade da mesma.

O fecho de fenda parece ser capaz de explicar a influência da tensão média nos regimes I e II de propagação (Elber, 1971; Blom, 1984), o crescimento transiente de fenda após a aplicação das sobrecargas (Borrego, 2001), a taxa de crescimento de fendas curtas (Rau, 1988) e o efeito da espessura (Bao, 1998; Costa, 1998), entre outros aspetos. Pippin e Grosinger (2013) demonstraram que o fecho de fenda não é apenas importante em condições de deformação plástica de pequena escala, mas é também essencial em condições de fadiga a baixo número de ciclos. Este sucesso na explicação de diversas questões da PFF tem sido usado para validar o conceito de fecho de fenda.

O efeito da geometria do provete no fecho de fenda tem sido contabilizado usando o conceito de *T-stress*. Na expansão em série de Williams para o campo linear elástico na extremidade de uma fenda, o segundo termo não singular, chamado *T-stress* representa a tensão paralela ao plano de fenda. A *T-stress* aumenta de valores negativos para positivos quando o modo de carregamento e a geometria mudam de tração para flexão (Meliani, 2010). O provete M(T) apresenta uma *T-stress* negativa constante, enquanto o provete CT tem uma *T-stress* positiva que aumenta com o comprimento da fenda (Tong, 2002). O sinal e a magnitude da *T-stress* mudam substancialmente o tamanho e a forma da zona plástica na extremidade de fenda em deformação plana (Larson, 1973; Rice, 1974). Uma *T-stress* positiva fortalece a triaxialidade de tensões na extremidade de fenda e restringe a cedência, enquanto que uma *T-stress* negativa reduz o nível de triaxialidade de tensões na extremidade de fenda e favorece o desenvolvimento de plasticidade. Portanto, maiores valores de fecho podem ser esperados para *T-stress* negativas.

Contudo, várias questões têm sido levantadas, questionando o conceito de fecho de fenda:

- ΔK_{ef} é frequentemente estimado usando a recomendação da norma *ASTM E647*. De acordo com esta recomendação, K_{op} é a intensidade de tensão associada com a força que causa 2% de desvio no declive da curva força-deslocamento. K_{op} corresponde assim ao primeiro desvio de linearidade da curva de força-deslocamento durante a descarga. Um limite inferior, K_w , pode contudo ser definido para o fecho de fenda, que é usualmente 20% menor que o K_{op} , e $K_w < K_{ccl} < K_{op}$ (Sadananda, 1999), sendo K_{ccl} o nível efetivo de fecho de fenda. De notar que a técnica do *compliance* é uma medição indireta do contacto das faces da fenda. Wei and James (2000) reportaram experimentalmente resultados usando o método da *compliance*. Foram usados dois extensómetros localizados na superfície traseira e perto da extremidade de fenda. Comparando os dados de fecho de fenda, de ambas as posições dos extensómetros, obtiveram diferenças na ordem dos 55%. James (1997) tem defendido que os dados experimentais de fecho de fenda incluem usualmente contribuições mal definidas de uma série de mecanismos, sendo ambígua e subjetiva a interpretação da medição de fecho baseada na *compliance*. A *ASTM Task Group E24.04.04 (round robin)* efetuou uma comparação das medições de fecho, disponíveis na literatura, obtidas para o mesmo matéria e para a mesma geometria. Foi obtida uma grande variação de resultados, que dependem do laboratório, investigador e técnica usada. Uma das conclusões obtidas a partir deste trabalho foi que “uma dispersão desta magnitude torna muito difícil desenvolver uma ideia clara sobre o efeito do fecho e verificar quantitativamente modelos dos efeitos do fecho utilizando dados vindos da literatura” (Philips, 1989). Donald and Paris (1999) and Kujawski (2001c) introduziram um novo conceito, designado por fecho de fenda parcial, que indica existir uma contribuição significativa para o dano de fadiga da carga abaixo da carga de abertura medida com a técnica de *compliance*. O fecho, isto é, a interferência das faces da fenda apenas protege parcialmente a extremidade da fenda da ação danosa das cargas cíclicas.

- Há também uma grande incerteza sobre o parâmetro numérico que é mais adequado para quantificar o efeito do fecho na PFF. O parâmetro mais utilizado na análise numérica é provavelmente a análise do contacto no primeiro nó atrás da extremidade da fenda. Alternativamente, também tem sido usado o segundo nó atrás da extremidade de fenda. (Pommier, 2001; Roychowdhury, 2003). Sehitoglu e Sun (1991) propuseram que a condição necessária para que ocorra propagação da fenda por fadiga é que a tensão na extremidade da fenda seja de tração, o que foi seguido por Wu and Ellyin (1996) e por

Gonzalez-Herrera e Zapatero (2005). Borrego *et al.* (2001), no entanto obtiveram excelentes correlações utilizando a variação da *compliance* medida remotamente. Considerando a incerteza associada às medições experimentais e numéricas, os valores do fecho de fenda não podem ser vistos como absolutos, pelo que o fecho de fenda tem um carácter paramétrico.

- O fecho de fenda não inclui o efeito da parte do ciclo de carga abaixo da carga de abertura, que deverá afetar o crescimento da fenda (Carlson, 1994; Chen, 1996).

- Alguns materiais testados em vácuo apresentaram independência do crescimento de fenda relativamente à razão de tensões. Isto indicaria que não existe fecho. No entanto, se no vácuo o fecho está ausente a curva $da/dN - \Delta K$ deveria estar do lado esquerdo dos resultados obtidos em ar e não do lado direito (Kirby, 1979; Stanzl-Tschegg, 1999).

- Foram observadas mudanças do nível de abertura da fenda após tratamento térmico (Ling, 1992).

- Em ensaios de fadiga totalmente à tração, os resultados dos testes experimentais das ligas de alumínio IN9052 com tamanho de grão ultra fino, mostraram que o conceito de fecho de fenda, não pode explicar os diferentes comportamentos de propagação obtidos para fendas longas e curtas (Zhang, 2001).

Portanto, a importância e até mesmo a existência do efeito do fecho de fenda têm sido questionadas por diferentes autores. Desde 1993, Sadananda e Vasudevan (1993a, 1993b, 1994, 2001, 2003) têm defendido que, uma vez que o fecho ocorre atrás da extremidade de fenda, ele tem um efeito bastante limitado no processo de dano, que tem lugar na “zona de processo”, que ocorre na extremidade da fenda. De acordo com estes investigadores as abordagens baseadas no fecho de fenda, (isto é, no que acontece atrás da extremidade de fenda), devem ser trocadas por abordagens com base no que acontece à frente da extremidade da fenda. Eles argumentaram que os efeitos do fecho na PFF têm sido muito sobrestimados, e sugeriram que a velocidade de PFF é controlada por uma força motora de dois parâmetros, que é uma função do fator de intensidade de tensão máximo, K_{max} , e da gama do fator de intensidade de tensão, ΔK . Estes dois parâmetros têm em conta a carga aplicada e a contribuição das tensões residuais. Kujawski (2001a, 2001b) propôs um novo parâmetro de força motora para o crescimento da fenda:

$$\Delta K_{effk} = (K_{max}\Delta K^+)^{0.5} \quad (2.2)$$

sendo ΔK^+ a parte positiva do ΔK . Ele descobriu que sem usar o conceito de fecho de fenda, é possível explicar o efeito da razão de tensões ainda melhor do que usando o conceito de fecho de fenda. Huang e Moan (2007) modificaram o modelo de Kujawski para a obtenção de resultados mais precisos, especialmente para razões de tensões negativas e altas. Contudo, Noroozi et al. (2005, 2007) apontaram que este modelo era estritamente empírico e não explicava a influência da parte compressiva do ciclo de carga na PFF. Estes autores formularam um modelo bi-paramétrico unificado para relacionar o fator intensidade de tensão máximo e ΔK com o campo tensão-deformação elasto-plástico na extremidade de fenda. Nesta investigação, a variação dos campos tensão-deformação da extremidade da fenda associada com a parte compressiva do ciclo de carregamento é tida em conta. O efeito da parte compressiva do ciclo de carga não é bem incorporado nos conceitos de fecho de fenda e na mecânica da fratura clássica. Notar ainda que a propagação numérica da fenda necessária para simular o fecho de fenda não é importante nos modelos de extremidade de fenda (Zhang, 2007), o que simplifica notavelmente os modelos numéricos.

A importância relativa do que acontece atrás da extremidade da fenda, com base no conceito de fecho de fenda, e o que acontece à frente da mesma, usado nos modelos de acumulação de dano, é um tema atual de discussão. A validade do conceito de fecho de fenda tem sido demonstrado indiretamente, pela capacidade de explicar os diferentes aspetos da PFF. Por esse motivo, o conceito de fecho de fenda tem sido amplamente adotado como o único mecanismo responsável pelos efeitos da razão de tensões em materiais metálicos. No entanto, Dinda e Kujawski (2004) e Noroozi et al. (2005) demonstraram que existem outras abordagens alternativas, tão eficazes quanto a abordagem de ΔK_{eff} em correlacionar os efeitos da razão de tensões para uma vasta gama de materiais. Claramente não há um acordo geral entre os investigadores sobre a importância do conceito de fecho de fenda no comportamento de fendas de fadiga. A validade do conceito de fecho de fenda está a ser questionada bem como o grande número de trabalhos desenvolvidos sobre o mesmo assunto. De facto, milhares de artigos, teses e projetos foram desenvolvidos sobre fecho de fenda. A lógica diz que a capacidade de explicar diferentes aspetos de PFF não é certamente uma coincidência, o que seria altamente improvável. Por outro lado, os argumentos dos oponentes devem ser considerados. São pois necessários mais estudos para quantificar o efeito do contacto das faces na zona de processo à frente da fenda onde a propagação acontece

efetivamente. Na verdade, a ligação entre o contacto das faces de fenda e os campos de extremidade da fenda raramente tem sido explorada (James, 2003). Roychowdhury e Dodds (2003), por exemplo, descobriram pequenas diferenças entre as dimensões das zonas plásticas obtidas para fendas estáticas e fendas com propagação.

2.2. Identificação dos parâmetros de extremidade de fenda

A Figura 2.1 mostra três zonas diferentes que podem ser identificadas à frente da extremidade de uma fenda de fadiga (Paul, 2013). Na zona elástica (I), que é mais à frente da extremidade da fenda, o material é deformado de forma puramente elástica. A zona intermédia (II) é conhecida como zona plástica monótona e a deformação plástica ocorre durante o carregamento, após o que ocorre carga-descarga elásticas. Na zona perto da extremidade da fenda, conhecida como zona plástica cíclica (III), ocorre um ciclo de histerese, cuja forma depende da razão de tensões e do valor de ΔK . A hipótese de deformação em pequena escala justifica o uso de ΔK como força motora da fenda. Contudo, este parâmetro não fornece qualquer informação sobre o fenómeno físico que ocorre durante a propagação de fenda, nomeadamente na zona plástica cíclica. Uma revisão da literatura foi realizada para identificar os parâmetros do fecho de fenda que são expectáveis de controlar a progressão da extremidade de fenda devido ao carregamento cíclico.

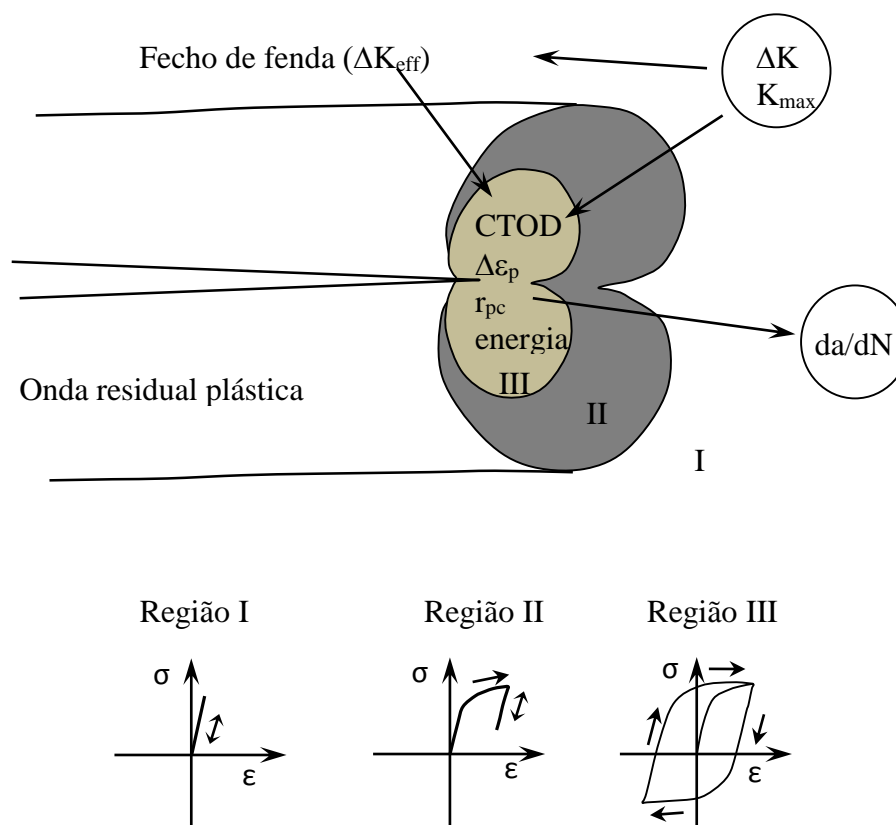


Figura 2.1. Diagrama esquemático das diferentes zonas de extremidade de fenda, parâmetros e reação da tensão-deformação.

Pokluda (2013) afirmou que a força motora para a propagação de fenda está diretamente relacionada com a gama de deformação plástica cíclica. Chen *et al.* (2011) estudou o efeito de furos circulares posicionados perto da extremidade de fenda e afirmou que a redução da gama de deformação plástica faz aumentar o tempo de vida à fadiga do componente.

O deslocamento de abertura da extremidade de fenda (CTOD ou COD) é outro parâmetro de extremidade de fenda importante. Pelloux (1970), usando microfractografia, mostrou que o conceito de COD permitiu a previsão do espaçamento das estrias de fadiga e, por consequência, da taxa de crescimento da fenda. Nicholls (1994) assumiu uma relação polinomial entre a taxa de crescimento de fenda e o COD:

$$\frac{da}{dN} = b(COD)^{1/p} \quad (2.3)$$

Tvergaard (2004) e Pippin and Grosinger (2013) indicaram uma relação linear entre da/dN e ΔCOD para materiais muito dúcteis:

$$\frac{da}{dN} = c(\Delta COD) \quad (2.4)$$

Nicholls (1993) propôs que:

$$COD = \frac{\lambda K^2}{E\sigma_{ys}} \quad (2.5)$$

Por outro lado, Bates and Santhanam (1980) relacionaram a deslocamento de abertura de fenda com a deformação na extremidade do entalhe ($COD=0.103\varepsilon_{yy}^2$). Em estudos numéricos, o COD é normalmente definido como a distância entre dois pontos encontrados pela intersecção das faces da fenda com duas linhas (+45° e -45°) originárias da extremidade de fenda.

O tamanho da zona plástica inversa tem sido também considerado como um parâmetro importante no crescimento de fenda. Se a zona plástica inversa é grande, uma quantidade grande de energia é dissipada durante a propagação da fenda. No caso inverso, a propagação da fenda exige menos energia. Zhang *et al.* (2005) relacionaram o crescimento da fenda por fadiga com o tamanho da zona plástica inversa gerada durante a descarga do último ciclo de tensão. Zhang *et al.* (2005) propuseram uma expressão para o tamanho da zona plástica inversa dependente de K_{max} e $\sigma_{maxcomp}$ (máxima tensão compressiva). Uma expressão analítica foi proposta para da/dN , baseada neste tamanho. Zhang *et al.* (2010) encontraram uma forte correlação entre da/dN e o tamanho da zona plástica inversa para a liga de alumínio 2024-T351. Ould Chick *et al.* (2008) mostraram que da/dN tem uma variação linear com r_{pc} . Por outro lado, Zhang *et al.* (2001), baseando em observações *in-situ* e em análises por elementos finitos concluiu que a deformação plástica é maioritariamente introduzida durante a fase de carregamento do ciclo de carga. Desta forma, foi possível correlacionar o crescimento da fenda por fadiga com o tamanho da zona plástica monótona.

Outros autores têm sugerido que a dissipação plástica total por ciclo é a força motora em sólidos dúcteis e que pode ser relacionada com as taxas de PFF (Klingbeil, 2003). Um critério de dissipação plástica crítica para a extensão das fendas por fadiga em sólidos dúcteis foi sugerida em primeiro lugar por Rice (1967). Previsões de PFF baseadas na energia dissipada têm sido desenvolvidas com base em estudos analíticos (Bodner, 1983; Wang, 1994; Skelton, 1998) e experimentais (Liaw, 1981; Ranganathan, 1987). A abordagem atual considera a dissipação plástica total por ciclo que ocorre na zona plástica

inversa à frente da fenda. Na ausência de fecho de fenda, a razão de tensões aplicada mostrou ter um efeito negligenciável sobre a dissipação plástica total por ciclo (Klingbeil, 2003). Resultados numéricos revelaram que a dissipação plástica total por ciclo diminui com os aumentos do encruamento do material e do constrangimento da extremidade de fenda (Daily, 2004). Bodner *et al.* (1983) propôs que a PFF é proporcional à dissipação plástica por ciclo que ocorre em toda a zona plástica inversa à frente da extremidade de fenda. A consideração da totalidade da energia dissipada prevê que a taxa de crescimento de fenda tem uma dependência do tipo ΔK^4 . A energia dissipada na zona plástica inversa gera um campo de temperaturas heterogéneo que se adiciona ao campo de tensões associado com o ciclo de carga (Ranc, 2011).

De notar que estes parâmetros (ΔCOD , tamanho da zona plástica cíclica) e também ΔJ , normalmente substituem K em situações que a mecânica da fratura linear elástica falha (Cadario, 2007). É interessante verificar que as tensões residuais à frente da extremidade de fenda são vastamente mencionados na literatura, porém, exceto na energia dissipada, não são diretamente relacionadas com a PFF.

3. PROCEDIMENTO NUMÉRICO

3.1. Geometria

Para este estudo foi considerado um provete com fenda central do tipo M(T), com geometria de acordo com a norma ASTM E647 (2011). Considerou-se uma geometria 3D com espessura de 0.2 mm e com comprimento inicial de $a_0 = 5\text{mm}$. Optou-se por este tipo de geometria, visto a mesma já ter sido alvo de vários estudos (Borrego, 2001).

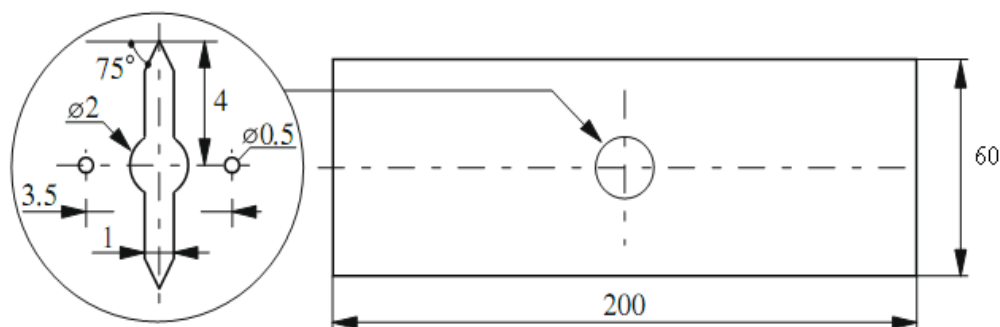


Figura 3.1. Geometria do provete e da fenda.

3.2. Carregamento e condições de fronteira

Tendo em conta a simetria do provete em termos de geometria, material e carregamento, considerou-se somente um 1/8 deste. Deste modo consegue reduzir-se substancialmente o peso numérico associado aos ensaios sem alterar as previsões. Na Figura 3.2 podem ver-se as condições de fronteira utilizadas nas simulações assim como a forma como foi imposto o carregamento. O contacto das faces da fenda foi simulado colocando um plano de simetria com contacto atrás da extremidade da fenda. Nos casos onde não havia contacto entre as faces da fenda, foi retirado esse plano de contacto das simulações, mudando para isso, três ficheiros de entrada do programa (*mesh*, *tool* e *phase*).

Os carregamentos foram escolhidos de modo a obter uma diversidade de parâmetros. Na Tabela 3.1 podem ver-se os casos de estudo considerados, que foram

agrupados em séries onde se manteve constante um dos parâmetros de carga (ΔK , K_{\max} , K_{\min} ou o R). A gama do fator de intensidade de tensão, ΔK , é a diferença entre K_{\max} e K_{\min} , sendo este obtidos através da seguinte expressão:

$$Y = \frac{K}{\sigma\sqrt{\pi a}} = a_1 \left(\frac{a}{W}\right)^3 - a_2 \left(\frac{a}{W}\right)^2 + a_3 \frac{a}{W} + a_4, \quad (3.1)$$

sendo $a_1=1,187086$, $a_2=-0,0680$, $a_3=0,113$ e $a_4=1,009325$ constantes obtidas numericamente, W a largura do provete e a o comprimento de fenda. Os casos de carga indicados na Tabela 3.1 e na Tabela 3.2 foram corridos duas vezes, com e sem contacto nas faces da fenda.

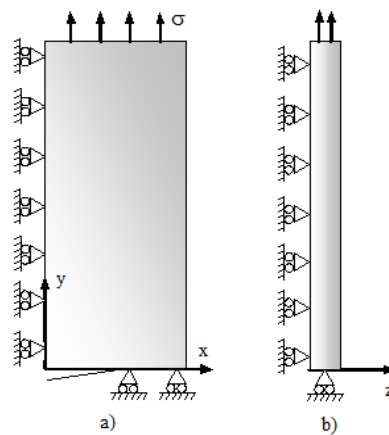


Figura 3.2. Carregamento e condições de fronteira.

Tabela 3.1. Casos de carga.

Tabela	F_{min} [N]	F_{max} [N]	R [-]	k_{min_bl160} [MPa.m ^{0.5}]	k_{max_bl160} [MPa.m ^{0.5}]	ΔK 160 [MPa.m ^{0.5}]
T1_1	0	60	0	0	2.870507	2.870507
T1_2	0	80	0	0	3.827343	3.827343
T1_3	0	100	0	0	4.784178	4.784178
T1_4	0	140	0	0	6.69785	6.69785
T1_5	0	180	0	0	8.611521	8.611521
T1_6	0	200	0	0	9.568357	9.568357
T1_7	0	220	0	0	10.52519	10.52519
T1_8	0	240	0	0	11.48203	11.48203
T2_15	60	140	0.43	2.870507	6.69785	3.827343
T2_16	20	140	0.14	0.956836	6.69785	5.741014
T2_17	-20	140	-0.14	-0.95684	6.69785	7.654685
T2_18	-60	140	-0.43	-2.87051	6.69785	9.568357
T2_19	-100	140	-0.71	-4.78418	6.69785	11.48203
T2_20	-140	140	-1.00	-6.69785	6.69785	13.3957
T2_21	-180	140	-1.29	-8.61152	6.69785	15.30937
T3_51	-66.66	33.33	-2.00	-3.18913	1.594567	4.7837
T3_52	-50	50	-1.00	-2.39209	2.392089	4.784178
T3_53	-33.33	66.66	-0.50	-1.59457	3.189133	4.7837
T3_54	0	100	0	0	4.784178	4.784178
T3_55	33.33	133.33	0.25	1.594567	6.378745	4.784178
T3_56	100	200	0.50	4.784178	9.568357	4.784178
T4_61	-93.33	46.66	-2.00	-4.46507	2.232298	6.697371
T4_62	-70	70	-1.00	-3.34892	3.348925	6.69785
T4_63	-46.66	93.33	-0.50	-2.2323	4.465074	6.697371
T4_64	0	140	0	0	6.69785	6.69785
T4_65	46.67	186.67	0.25	2.232298	8.930626	6.698328
T4_66	140	280	0.50	6.69785	13.3957	6.69785
T5_71	16	80	0.20	0.765469	3.827343	3.061874
T5_72	20	100	0.20	0.956836	4.784178	3.827343
T5_73	24	120	0.20	1.148203	5.741014	4.592811
T5_74	28	140	0.20	1.33957	6.69785	5.35828
T5_75	32	160	0.20	1.530937	7.654685	6.123748
T5_76	36	180	0.20	1.722304	8.611521	6.889217

Tabela 3.2. Casos de carga (cont.).

Tabela	F_{min} [N]	F_{max} [N]	R [-]	k_{min_bl160} [MPa.m ^{0.5}]	k_{max_bl160} [MPa.m ^{0.5}]	ΔK 160 [MPa.m ^{0.5}]
T8_82	0	50	0.00	0	2.2139	2.2139
T8_83	-50	50	-1.00	-2.2139	2.2139	4.4278
T8_84	-100	50	-2.00	-4.4278	2.2139	6.641701
T8_85	-150	50	-3.00	-6.6417	2.2139	8.855601
T8_86	-200	50	-4.00	-8.74491	2.2139	10.95881
T8_88	-250	50	-5.00	-11.4006	2.2139	13.6145
T8_90	-300	50	-6.00	-13.6807	2.2139	15.89462
T9_92	50	100	0.50	2.2139	4.560239	2.3
T9_93	0	100	0.00	0	4.560239	4.6
T9_94	-50	100	-0.50	-2.2139	4.560239	6.8
T9_95	-100	100	-1.00	-4.56024	4.560239	9.1
T9_97	-175	100	-1.75	-7.98042	4.560239	12.5
T9_98	-200	100	-2.00	-8.74491	4.560239	13.3
T9_99	-225	100	-2.25	-10.2605	4.560239	14.8
T10_102	150	200	0.75	6.641701	9.120479	2.5
T10_103	100	200	0.50	4.560239	9.120479	4.6
T10_104	50	200	0.25	2.2139	9.120479	6.9
T10_105	0	200	0.00	0	9.120479	9.1
T10_106	-50	200	-0.25	-2.2139	9.120479	11.3

3.3. Material

Para o problema em estudo o material considerado foi uma liga de alumínio, com diferentes designações consoante cada norma. Segundo as normas da *Aluminium Association*, AA-6016, no que concerne à norma europeia EN 573 do Comité Europeu para a Normalização, designa-se por EN AW-6016, ou ainda, 6016-T4 e por AlMgSi devido às elevadas percentagens de magnésio e silício.

O fenómeno de fecho de fenda induzido por deformação plástica está intimamente ligado à deformação plástica que ocorre na extremidade da fenda por ação do carregamento cíclico. Assim, é fundamental modelar corretamente o comportamento elasto-plástico do material. A liga em estudo apresenta características de comportamento elasto-plástico que são um misto de encruamento isotrópico e cinemático. De modo a descrever o comportamento isotrópico do material durante a simulação foi usado o modelo de Voce:

$$Y = Y_0 + R_{sat}(1 - e^{-n_v \bar{\epsilon}^p}), \quad (3.2)$$

A componente cinemática foi modelada usando uma lei de saturação (Haddadi, 2006):

$$\dot{X} = C_x \left[\frac{X_{sat}(\sigma' - X)}{\bar{\sigma}} - X \right] \dot{\bar{\epsilon}}^p, \text{ com } x(0) = 0, \quad (3.3)$$

Nas equações 3.2 e 3.3, ϵ^p , Y_0 , n_v , R_{sat} , C_x e X_{sat} são constantes características do material. A anisotropia do material foi descrita recorrendo ao critério de Hill:

$$F(\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + G(\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2 + H(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + 2L\tau_{yz}^2 + 2M\tau_{zx}^2 + 2N\tau_{xy}^2 = K^2, \quad (3.4)$$

em que F, G, H, L e N são os coeficientes que definem o estado de anisotropia do material. A caracterização do comportamento elasto-plástico do material foi efetuada realizando ensaios de tração e de corte em trajetórias simples e complexas (Chaparro, 2008). As constantes determinadas para o material em estudo foram: $Y_0=124$ MPa, $R_{sat}=291$ MPa, $n_v=9.5$, $C_x=146.5$, $X_{sat}=34.90$ MPa, $F=0.5998$, $G=0.5862$, $H=0.4138$ e $L=M=N=1.2654$.

3.4. Malhagem

Como pode ser observado na Figura 3.3, a malha de elementos finitos apresenta zonas com níveis de refinamento diferentes. Há uma zona de grande refinamento onde está a extremidade de fenda, de maneira a que seja possível obter valores mais precisos dos campos de extremidade de fenda. Na zona mais afastada da fenda é considerada uma malhagem mais larga de modo a reduzir o peso numérico das simulações. Para os ensaios foram considerados elementos com 8 ou 16 μm^2 na zona mais refinada. Na Figura 3.3 representa-se a malha com elementos de 8 μm^2 . A malha 2D foi extrudida na direção da espessura de modo a obter a malha 3D. Em espessura existe uma só camada de elementos. A malha com elementos de 8 μm^2 compreende 6639 elementos isoparamétricos lineares (de 8 nós) e 13586 nós. A malha com elementos de 16 μm^2 compreende 6221 elementos isoparamétricos lineares (de 8 nós) e 12652 nós. A malha foi gerada utilizando o programa de elementos finitos Marc-Mentat 2013.

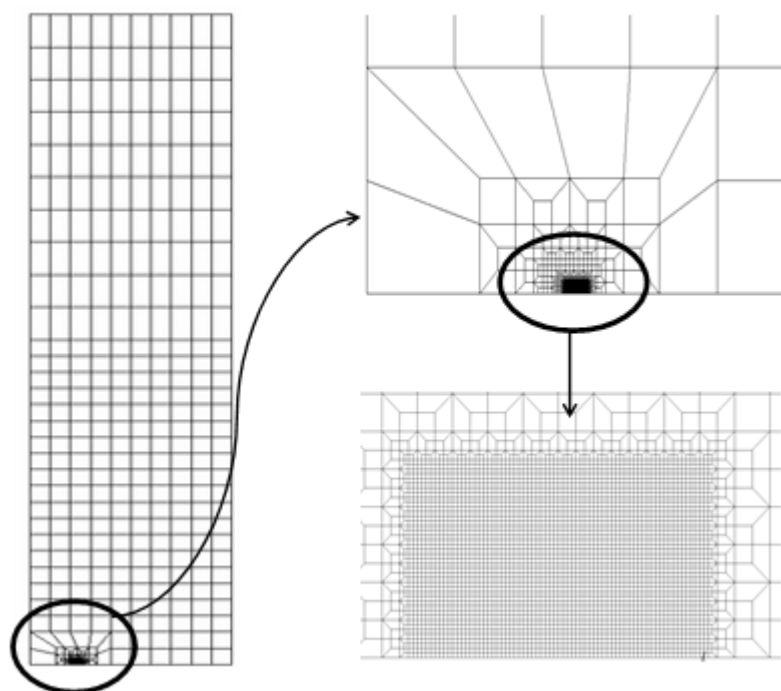


Figura 3.3. Descrição da malha.

3.5. Propagação de fenda

Durante a fase de simulação são feitas 160 propagações de fenda de 8 μm cada (no caso da malha com elementos de 8 μm). Cada propagação ocorre após 2 ciclos de carga e sempre a carga mínima. Na parte final da simulação são aplicados 30 ciclos de carga sem qualquer propagação, para estabilizar os campos de extremidade de fenda.

3.6. Parâmetros para quantificação da abertura de fenda

Neste trabalho foram usados quatro métodos para quantificar a abertura de fenda que a seguir se descrevem sucintamente:

PICCno1 - Este método permite avaliar o estado do contacto no primeiro nó atrás da extremidade atual da fenda com o plano de simetria colocado para simular o contacto. De modo a evitar os problemas associados com o aumento discreto da carga que é feito numericamente, a carga de abertura é obtida a partir da extrapolação linear das cargas aplicadas dois incrementos após a abertura.

PICCno2 - Esta abordagem é semelhante ao PICCnode1 mas considera-se o segundo nó atrás da extremidade da fenda em vez do primeiro.

PICCcontact - Esta abordagem que utiliza as forças de contacto à carga mínima para calcular o fator de intensidade de tensão para abrir a fenda (Antunes, 2014).

PICCcompliance - Esta abordagem é um método global baseado na análise global dos dados de compliance capturados no centro da amostra. A partir dos registos carga-deslocamento, as variações de F_{op} foram obtidas usando a técnica de maximização do coeficiente de correlação. Esta técnica envolve a parte superior dos dados de F - ϵ , a que se ajusta uma reta por regressão. O seguinte par de dados é então adicionado e o coeficiente de correlação é recalculado. O procedimento é repetido para todo o conjunto de dados. O ponto no qual o coeficiente de correlação atinge um máximo pode então ser definida como F_{op} (Borrego, 2003).

3.7. Parâmetros de extremidade de fenda

Os parâmetros de extremidade de fenda considerados neste estudo foram:

- Tamanho da zona plástica cíclica (R_{pc}) obtido pela subtração da deformação às cargas mínima e máxima (nos ficheiros de resultados p1end e p2end, respetivamente). Os nós onde este resultado é diferente de zero correspondem aos locais onde há deformação plástica cíclica.

- Deslocamento de abertura da extremidade da fenda (COD), medido no último nó antes da extremidade da fenda à carga máxima.

- Intervalo da deformação plástica ($\Delta_{ep,yy}$), medidos no último ciclo de carga. (Ver Figura 3.5)

- Intervalo da deformação plástica total ($\Delta_{etotal,yy}$), medidos no último ciclo de carga. (Ver Figura 3.5)

- Energia dissipada por ciclo, que corresponde à área pintada na Figura 3.5

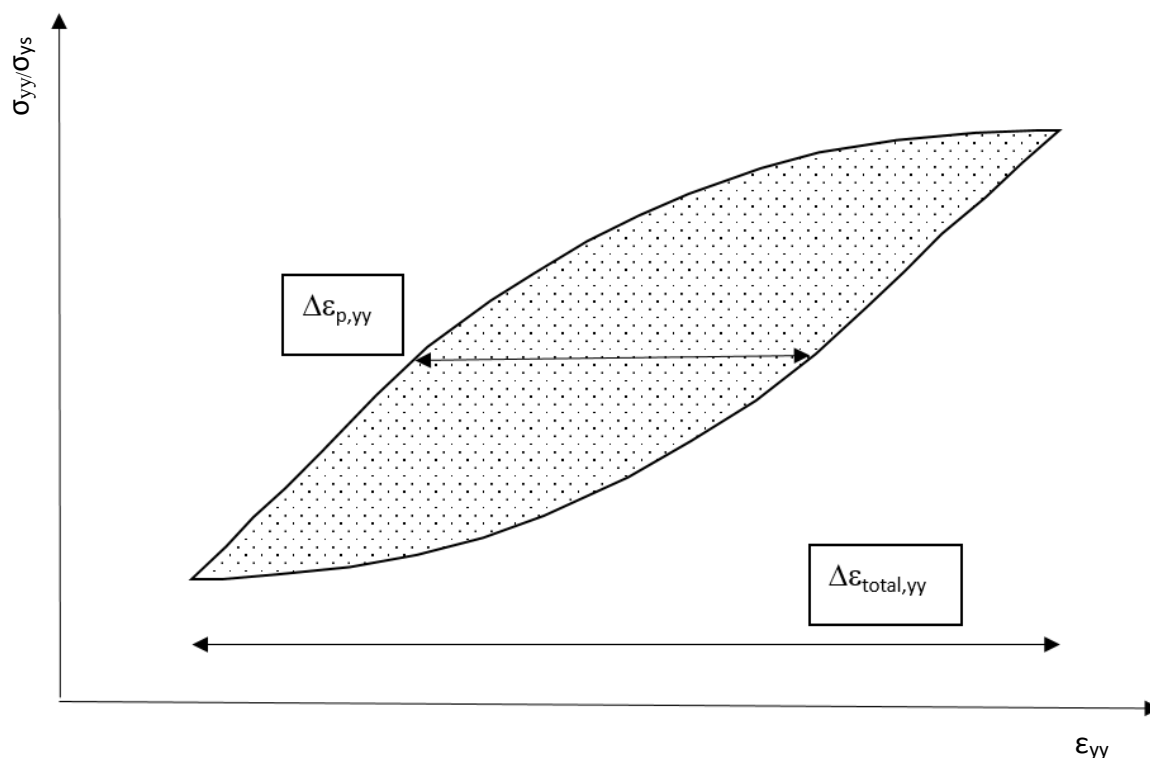


Figura 3.4. Procedimentos adotados para medir $\Delta\varepsilon_{p,yy}$, $\Delta\varepsilon_{total,yy}$ e a energia dissipada por ciclo.

3.8. Programa de elementos finitos

Visto que o objetivo desta abordagem é o estudo do fenómeno de fecho de fenda através de simulações numéricas, é necessário recorrer a um *software* para esse mesmo efeito. Para isso, foi utilizado o *Three-Dimensional Elasto-plastic Finite Element Program* (DD3IMP). Este programa tem um código numérico bastante robusto, devido ao facto de se basear num esquema de integração temporal implícito.

Um dos objetivos desta dissertação é descobrir a influência do contacto no fecho de fenda. Para isso, é necessário correr o programa DD3IMP duas vezes para cada caso em estudo, uma vez que para posterior comparação são necessários os casos com e sem contacto. Para correr o programa é necessário fornecer várias informações sobre os parâmetros, quer numéricos quer físicos. Estes parâmetros estão divididos em vários ficheiros, designados por dados de entrada, sendo eles: (Figura 3.5)

- Mesh.dat – Dados sobre a malha de elementos finitos.
- Mater1.dat – Informações acerca do material em análise.

- Phase.dat – Local onde são fornecidos os valores máximos e mínimos da força.
- GaussPoints.dat - Indica quais os elementos e nós onde se pretendem obter as curvas tensão-deformação.
- Bcon.dat – Dados sobre as condições de fronteira.
- Input.dat – Local onde são dadas informações ao programa sobre o que deve fazer.
- Tool.dat – Ferramentas necessárias para o funcionamento do programa.

De seguida executa-se o programa, que fará 160 propagações da fenda e 320 ciclos de carga, operação extremamente morosa, para de seguida, se obterem os dados de saída:

- #1_entil1 - Forças aplicadas remotamente para cada incremento de fenda.
- Bloco160.ufo – Informação global no bloco 160.
- Fcont – Forças de contacto à carga mínima.
- Nosfenda2 - Coordenadas dos nós ao longo do plano de simetria.
- GPoint - Valores obtidos nos pontos de Gauss de cada um dos elementos selecionados antes de correr o programa no Gauss.dat.

De referir que o processo é igual com e sem contacto, sendo que, a única diferença é que os ficheiros *mesh*, *tool* e *phase* são ligeiramente diferentes para cada um dos casos.

Depois das 160 propagações é necessário correr o programa durante mais 30 ciclos de carga sem propagação da fenda, sendo para isso necessário fornecer ao programa os seguintes dados obtidos nos 160 ciclos de propagação:

- Bloco160.ufo – Informações sobre o último bloco de propagação. Este ficheiro deve ver o seu nome alterado para Resume.ufo.

bem como os ficheiros já anteriormente utilizados (*bcon*, *GaussPoints*, *input*, *mater*, *mesh*, *phase*, *tool*). Mais uma vez na situação de ser um caso sem contacto os ficheiros *mesh*, *toll* e *phase* são diferentes dos casos com contacto.

Com isto é possível obter vários ficheiros, entre os quais se encontram, P1end.ufo e P2end.ufo, ficheiros que informam o valor dos deslocamentos à carga máxima e à carga mínima.

Estes dados permitem-nos obter os vários valores numéricos de fecho, isto é, o PICCnode1, o PICCnode2, o PICCcontact e o PICCcompliance.

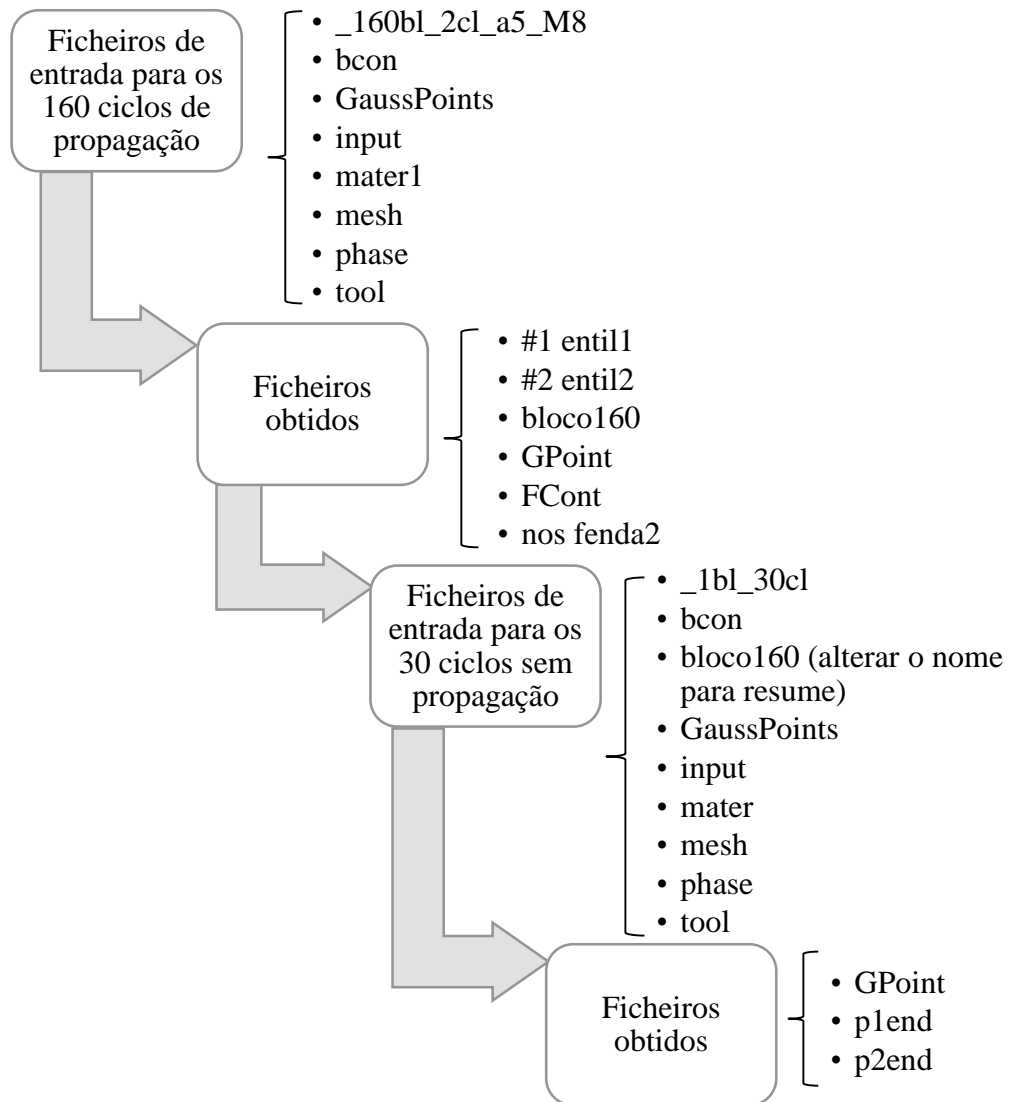


Figura 3.5. Fluxograma do procedimento numérico.

4. APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS

4.1. Validação do MFLE

O conceito de fecho de fenda e o conceito alternativo proposto por Kujawsky (2001a, 2001b), assumem que a ação de dano na zona de processo da extremidade de fenda é controlada pelo campo elástico em torno dele, isto é, que o conceito de K é válido. O uso do pressuposto da plasticidade em pequena escala é interessante, uma vez que permite a redução dos parâmetros que controlam a propagação de fenda. A Figura 4.1 mostra a deformação plástica perpendicular às faces da fenda, $\Delta\varepsilon_{p,yy}$, e a deformação total (elástica mais plástica), $\Delta\varepsilon_{total,yy}$, em função de ΔK . Estas previsões foram obtidas sem o contacto das faces de fenda. Existem correlações definidas que apontam claramente para a validade da MFLE. A Figura 4.2 apresenta resultados semelhantes para o deslocamento de abertura da fenda. Uma comparação é feita com a equação 2.5 ($\lambda=0,06$). Existem algumas diferenças entre as previsões numéricas e a expressão analítica. No entanto note-se que o COD numérico é obtido na carga máxima, incluindo pois componentes elásticas e plásticas. A subtração da componente elástica provavelmente colapsaria as curvas. Segundo Pippin (2013) a magnitude dos valores do deslocamento de abertura nos regimes médio e superior da lei de Paris é da ordem dos micrómetros. Perto do limite inferior do Regime de Paris podem ser esperados valores de COD a uma escala nanométrica. A Figura 4.3 apresenta os resultados do tamanho da zona plástica cíclica. Apesar de apresentarem alguma dispersão existe uma tendência bem definida. É feita uma comparação com as expressões propostas por Chapetti *et al.* (2005) e Heung Bae *et al.* (1996), respetivamente:

$$r_{pc} = \frac{1}{3\pi} \left(\frac{\Delta K}{2\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (4.1)$$

$$r_{pc} = \frac{\pi}{144} \left(\frac{\Delta K}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (4.2)$$

As previsões obtidas aqui são um pouco mais baixas do que nestes modelos:

$$r_{pc} = 0.0124 \left(\frac{\Delta K}{\sigma_{ys}} \right)^{1.894} \quad (4.3)$$

Resultados semelhantes aos apresentados nas Figura 4.1, Figura 4.2 e Figura 4.3, foram obtidos para a energia dissipada à frente da fenda, como pode ser verificado na Figura 4.4. Os resultados do raio plástico cíclico apresentam uma dispersão relativamente alta.

De acordo com Park e Lee (2000), a tensão em zonas afastadas da extremidade de fenda deve ser bem abaixo da tensão de cedência para satisfazer a condição de plasticidade em pequena escala. A seguinte expressão foi proposta:

$$\sigma < 0,2 - 0,3 \sigma_f \quad (4.4)$$

A *flow tension*, σ_f , é geralmente tomada como a média entre a tensão de cedência e a resistência à tração. Para a liga de alumínio 6016-T4 a tensão de cedência é 124 MPa e a resistência à tração 190 MPa, portanto, $\sigma_f = 157$ MPa. Alguns casos de carga violaram a Equação 4.4, de qualquer maneira, é notável uma boa correlação nas Figura 4.1, Figura 4.2 e na Figura 4.3, o que pode indicar que a validade do MFLE é mais extensa do que a expressa por esta equação.

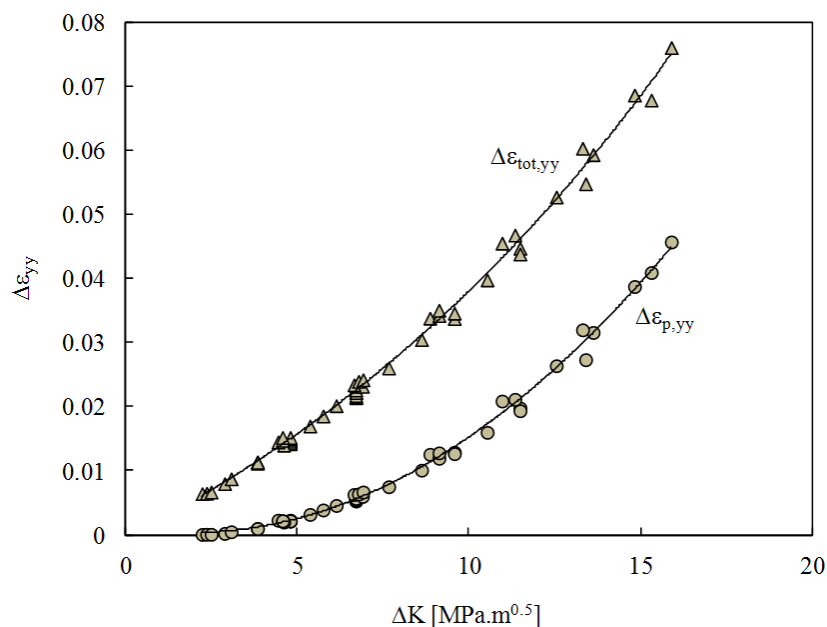


Figura 4.1. Deformação plástica e total em função de ΔK .

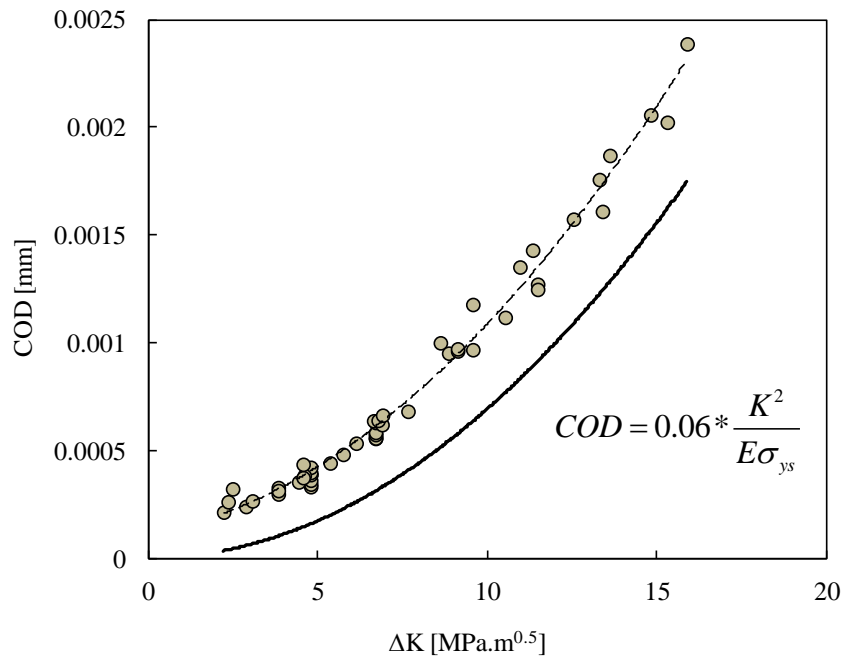


Figura 4.2. Deslocamento de abertura de fenda em função de ΔK.

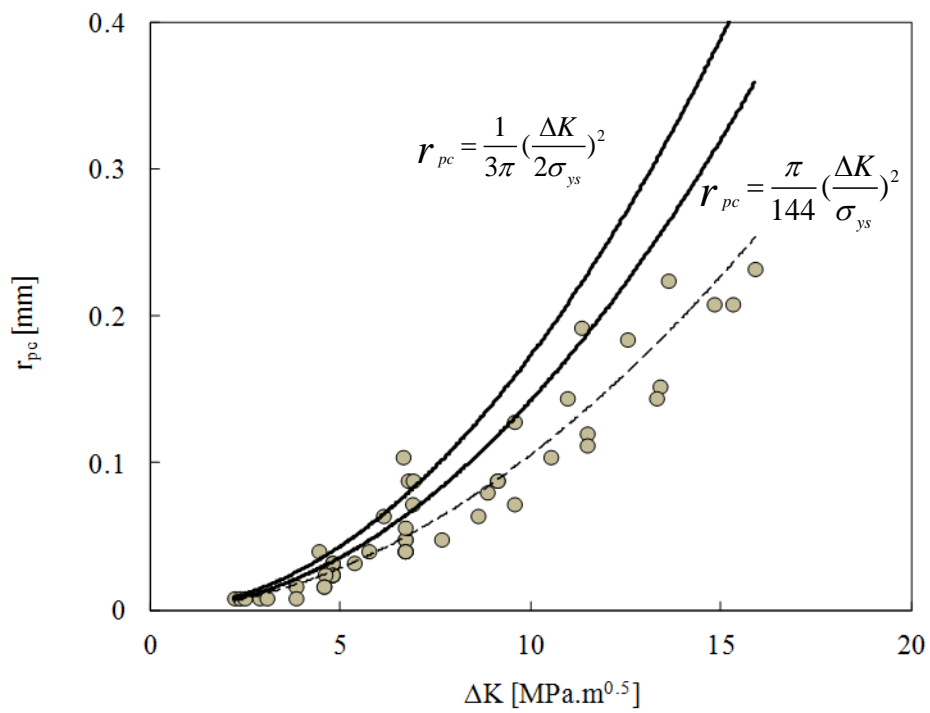


Figura 4.3. Raio plástico cíclico em função de ΔK.

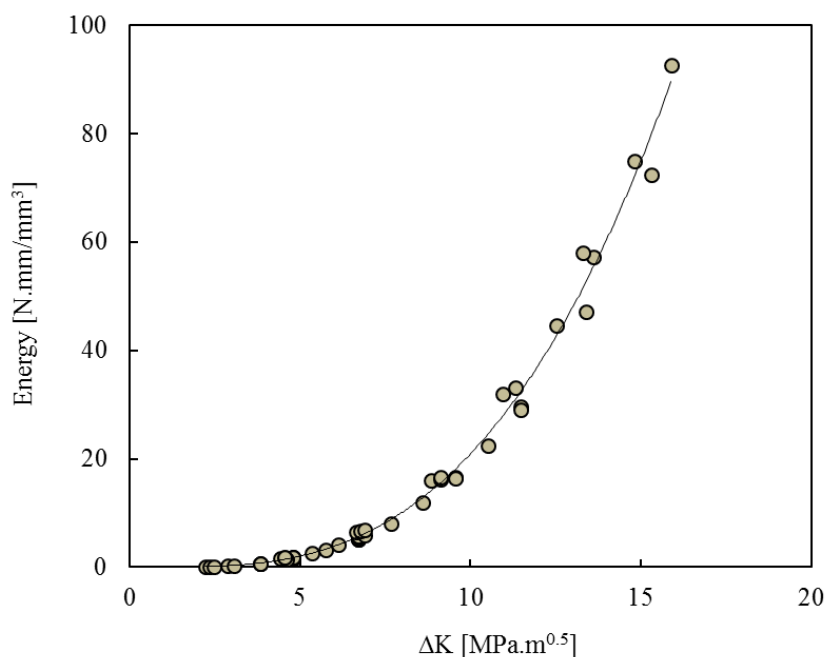


Figura 4.4. Energia em função de ΔK .

4.2. Efeito do contacto nos parâmetros de extremidade de fenda

Existe um acordo na comunidade científica sobre a existência de contacto entre as faces de fenda. No entanto, há uma discordância sobre o efeito que esse contacto tem nos parâmetros de extremidade de fenda e na velocidade de propagação das fendas por fadiga. Com o fim de comparar condições semelhantes, foi desenvolvido um estudo numérico com e sem contacto.

A Figura 4.5 e a Figura 4.6 apresentam duas curvas tensão-deformação obtidas com e sem contacto para um ponto de Gauss imediatamente à frente da posição final da extremidade de fenda. A fenda foi propagada 160 incrementos de 8 μm cada, a fim de obter uma onda plástica estabilizada. De seguida foram aplicados 30 ciclos de carga sem propagação da fenda. Para ambos os casos, com e sem contacto, existe um aumento progressivo da tensão e da deformação quando a extremidade de fenda se aproxima do ponto de Gauss.

Os valores máximos são obtidos na posição final da extremidade de fenda, quando o ponto de Gauss está imediatamente à frente desta. No entanto há uma diferença

significativa entre as duas curvas. No caso do contacto, há um aumento progressivo da tensão para a posição final da fenda, principalmente porque a deformação monótona é maior do que a deformação plástica inversa. Os últimos 30 ciclos de carga sem propagação estabilizam a curva de tensão deformação.

Sem contacto, a deformação plástica inversa é semelhante à deformação plástica monótona, e por consequência os ciclos são mais centrados no ponto zero de tensão e deformação. A Figura 4.7 compara a tensão-deformação final com e sem contacto, para $K_{min} = 0 \text{ MPa.m}^{0.5}$, $K_{max} = 11,5 \text{ MPa.m}^{0.5}$. A grande diferença é evidente, indicando que o contacto tem um efeito significativo sobre os parâmetros de extremidade de fenda, como se pode verificar nas Figura 4.8, Figura 4.9, Figura 4.10 e na Figura 4.11 que nos apresentam os vários parâmetros de extremidade de fenda, em função de ΔK e ΔK_{eff} .

$$\Delta K_{eff} = K_{max}(1 - PICC) \quad (4.5)$$

A Figura 4.12 compara os parâmetros de extremidade de fenda obtidos com e sem contacto. Os valores dos diferentes parâmetros foram divididos pelos seus valores máximos a fim de se obter valores entre 0 e 1. Cada valor apresentado foi obtido com as mesmas condições, sendo a única diferença a condição do contacto. Há um desvio geral a partir da linha de 45°, o que indica que o contacto afeta os valores dos diferentes parâmetros. A energia dissipada à frente da extremidade de fenda é particularmente afetada. A controvérsia sobre o efeito do contacto tem, portanto, uma resposta clara: o contacto tem um efeito significativo sobre os parâmetros de extremidade de fenda e, portanto, sobre a velocidade de propagação das fendas por fadiga.

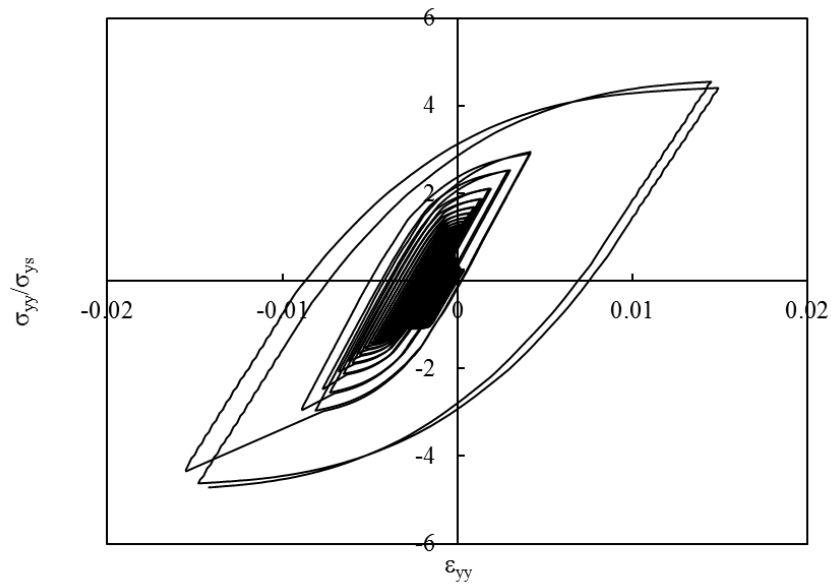


Figura 4.5. Curva tensão-deformação sem contacto das faces de fenda para $K_{\min} = 0 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{0,5}$, $K_{\max} = 11,5 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{0,5}$.

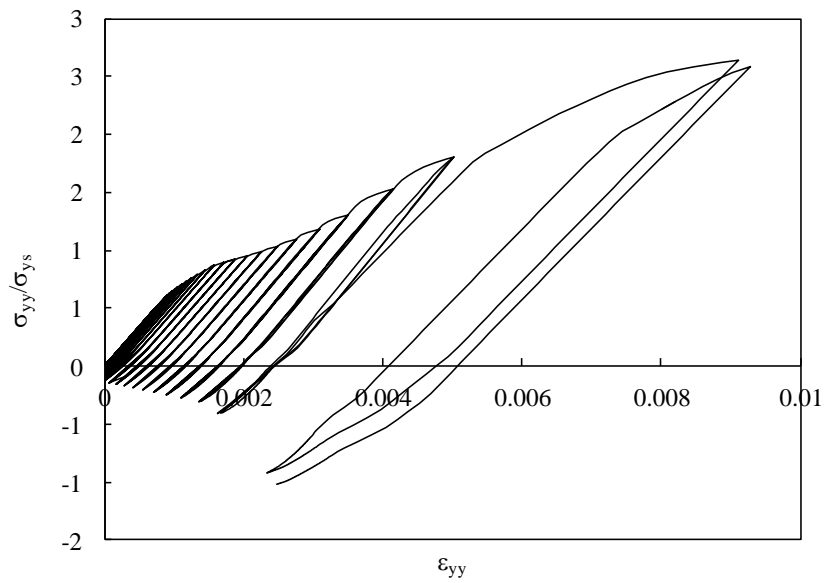


Figura 4.6. Curva tensão-deformação com contacto das faces de fenda para $K_{\min} = 0 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{0,5}$, $K_{\max} = 11,5 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{0,5}$.

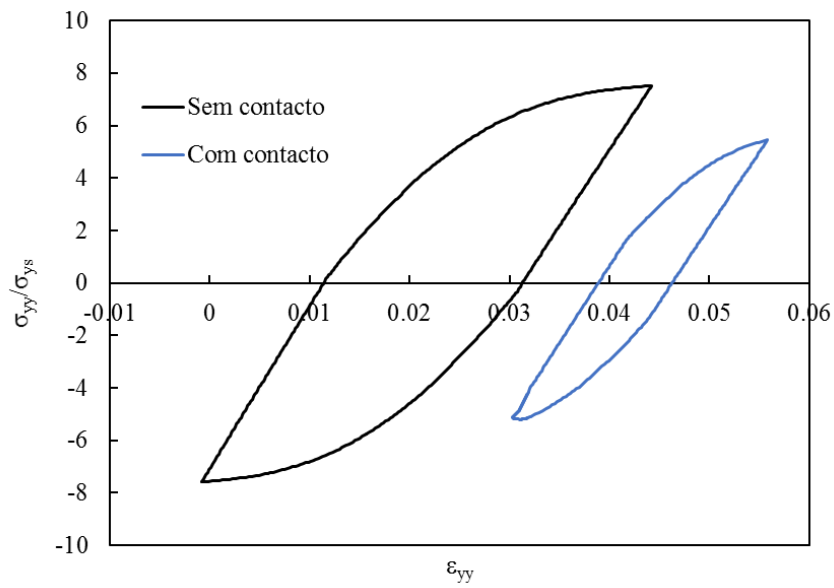


Figura 4.7. Efeito do contacto no último ciclo de tensão deformação para $K_{\min} = 0 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{0,5}$, $K_{\max} = 11,5 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{0,5}$.

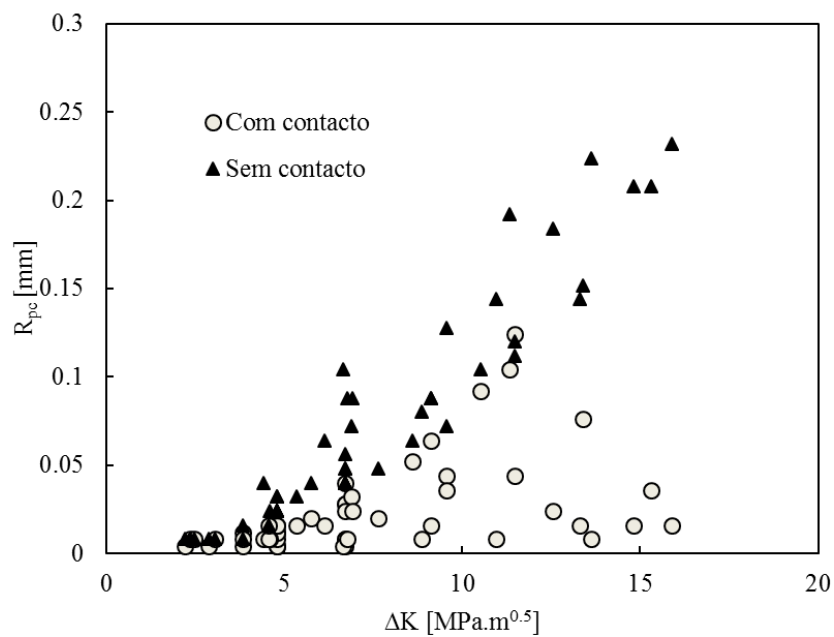


Figura 4.8. Raio plástico ciclo com e sem contacto em função de ΔK .

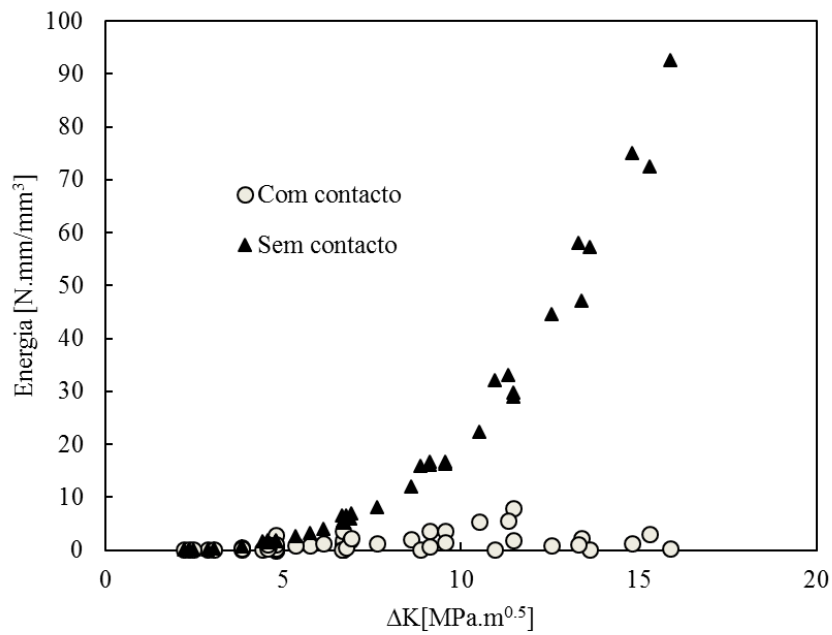


Figura 4.9. Energia dissipada com e sem contacto em função de ΔK .

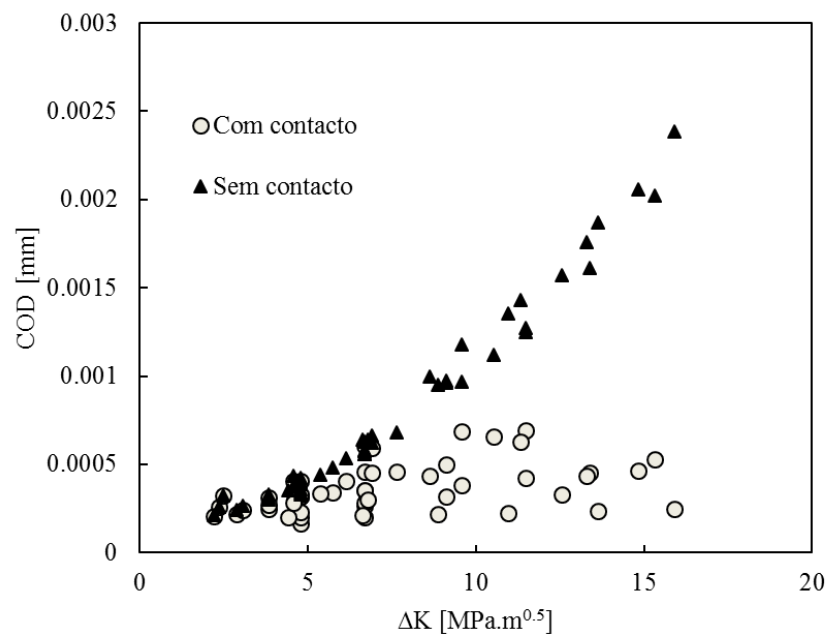


Figura 4.10. COD com e sem contacto em função de ΔK .

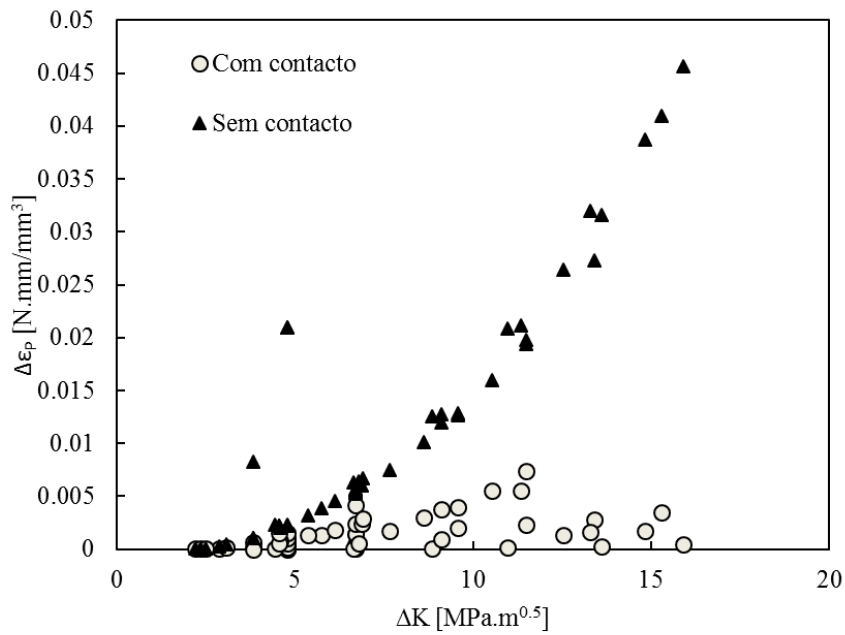


Figura 4.11. Deformação com e sem contacto em função de ΔK .

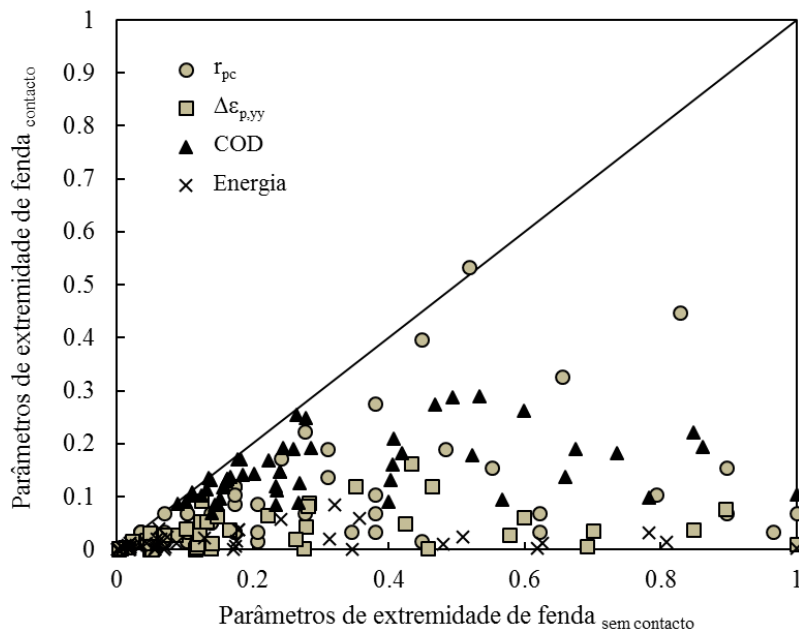


Figura 4.12. Efeito do contacto nos vários parâmetros de extremidade de fenda.

4.3. Validação do conceito de fecho de fenda

A Figura 4.13 mostra a energia dissipada à frente da extremidade de fenda em função da gama do fator de intensidade de tensão. Sem contacto existe uma tendência bem definida, quando a energia é representada graficamente em função de ΔK . No entanto, há uma dispersão quando a energia com contacto é traçada em função de ΔK . Mas caso seja representada em função de ΔK_{eff} , já é possível obter uma tendência bem definida novamente. Além disso, há uma coincidência nas curvas da energia sem contacto em função de ΔK e da energia com contacto em função de ΔK_{eff} . A Figura 4.14 apresenta resultados semelhantes para o deslocamento de abertura de fenda onde as mesmas tendências podem ser observadas. De referir ainda que os outros dois parâmetros de extremidade de fenda também apresentam resultados também eles semelhantes (Figura 4.15 e Figura 4.16). Esta conformidade de resultados mostra claramente que o conceito de ΔK_{eff} é capaz de explicar as variações dos parâmetros de extremidade de fenda, produzidos pelo contacto das faces de fenda. Os resultados dos parâmetros de extremidade de fenda, em função de ΔK , podem ser vistos como as curvas mestras, livres da influência do fecho de fenda. Normalmente as curvas $da/dN - \Delta K$ obtidas para uma razão de tensão alta, que são supostamente livres do fecho de fenda, são utilizadas como referência. O uso do conceito de ΔK_{eff} prevê a sobreposição das outras curvas, obtidas para diferentes razões de tensões sobre a curva tomada como referência.

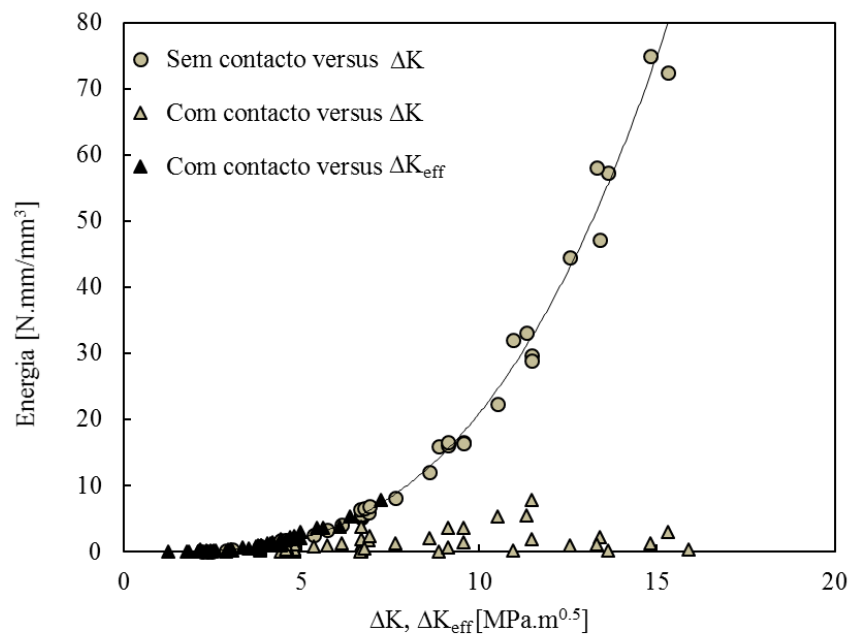


Figura 4.13. Efeito do contacto na energia dissipada na frente de fenda.

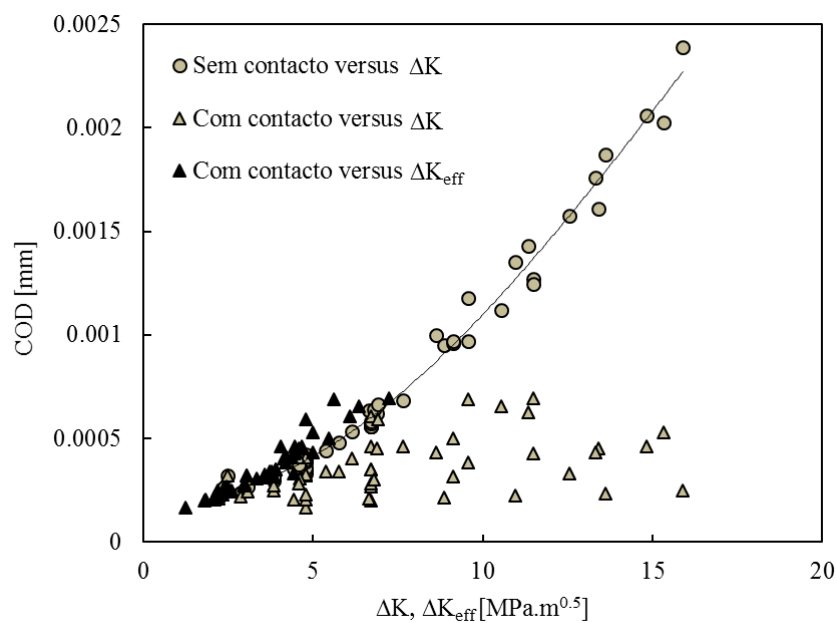


Figura 4.14. Efeito do contacto no deslocamento de abertura de fenda.

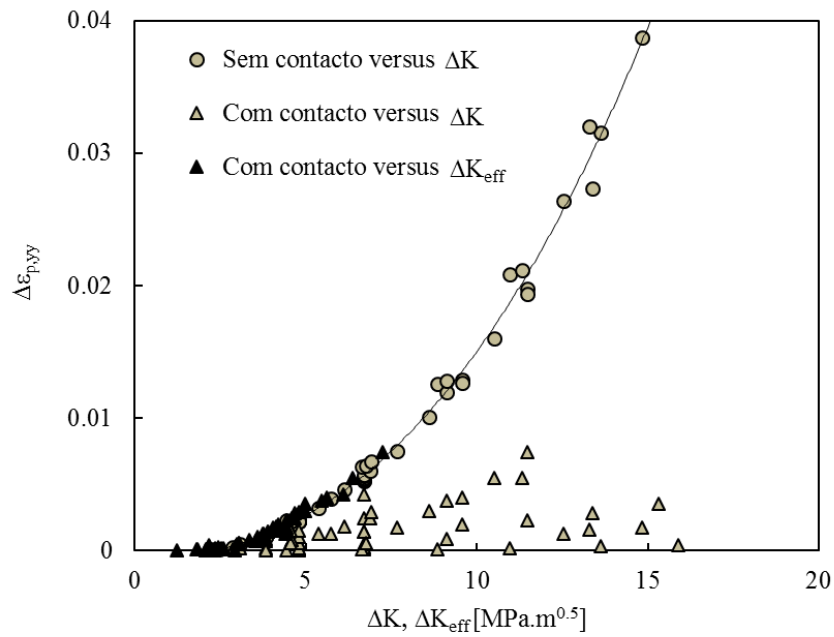


Figura 4.15. Efeito do contacto na gama de deformação plástica.

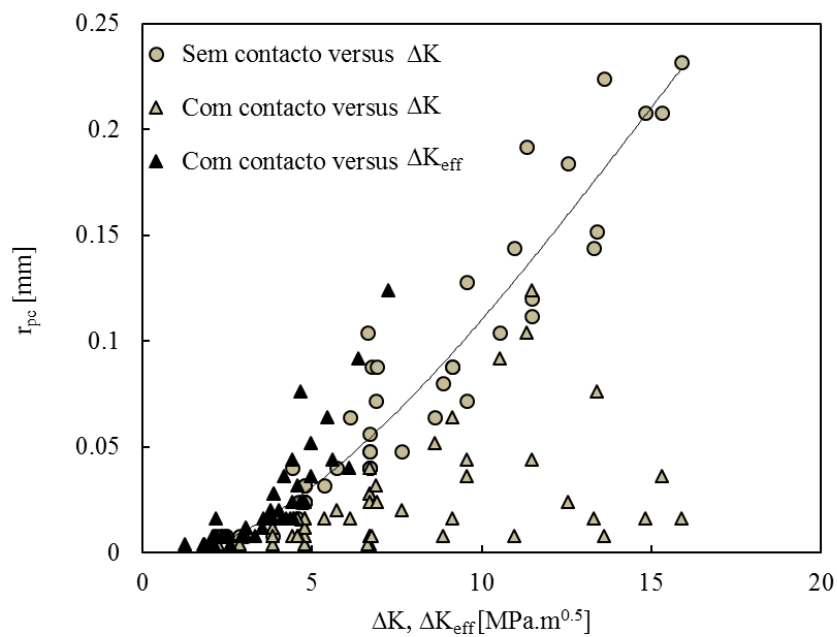


Figura 4.16. Efeito do contacto no raio plástico cíclico.

4.4. Parâmetro numérico mais eficaz

Um dos aspetos mais importantes neste tema é descobrir qual é o parâmetro numérico mais adequado para quantificar o efeito de fecho de fenda, na velocidade de propagação de fendas por fadiga. Têm sido usados diferentes parâmetros, nomeadamente os que se baseiam no estado do contacto nos nós um e dois antes da extremidade de fenda; os que analisam as forças de contacto à carga mínima, e os que se baseiam na variação do sinal das tensões na extremidade de fenda e na variação da *compliance*. A análise da *compliance* dá os valores mais baixos de fecho, enquanto a análise baseada nas tensões na extremidade de fenda dá os valores mais elevados. Além disso, tanto a abertura de fenda, como o nível de fecho de fenda podem ser considerados. No entanto, a identificação do melhor parâmetro não é uma tarefa fácil. Zapatero *et al.* (2008) desenvolveram um trabalho experimental e numérico para identificar o parâmetro mais adequado de PICC. Provetes C(T) com espessuras de 4, 8 e 12 mm foram testados sobre carregamento de amplitude constante com $R= 0,1; 0,3; 0,5$ e $0,7$. Várias definições de ΔK eficazes foram experimentadas em tensão plana e em deformação plana, usando diferentes parâmetros de PICC, nomeadamente contacto dos nós, tensão na extremidade e abertura/fecho. Os melhores coeficientes de correlação foram obtidos para tensão plana considerando a média dos valores de fecho obtidos em carga e descarga, utilizando a inversão da tensão da extremidade de fenda e o contacto do nó. A presente análise deu uma solução interessante para a identificação do melhor parâmetro numérico de quantificação de fecho de fenda. Os parâmetros de extremidade de fenda obtidos com contacto são traçados em função de ΔK_{eff} e são comparadas com as curvas mestras obtidas sem contacto. A Figura 4.17 e a Figura 4.18 apresentam os resultados obtidos para a energia dissipada à frente da extremidade de fenda e para a gama de deformação plástica, respetivamente. Tendências semelhantes foram obtidas para o COD e para o tamanho da zona plástica cíclica, como se pode ver nas Figura 4.19 e Figura 4.20, respetivamente. O parâmetro numérico que permite um melhor ajuste para a curva mestra é claramente a *compliance*. Borrego *et al.* (2001, 2003) estudaram o efeito da razão de tensão, sobrecargas e blocos de carga e foram capazes de explicar as variações de da/dN usando o conceito de fecho de fenda. O nível de fecho de fenda foi quantificado pela variação da *compliance*, o que corrobora os resultados presentes.

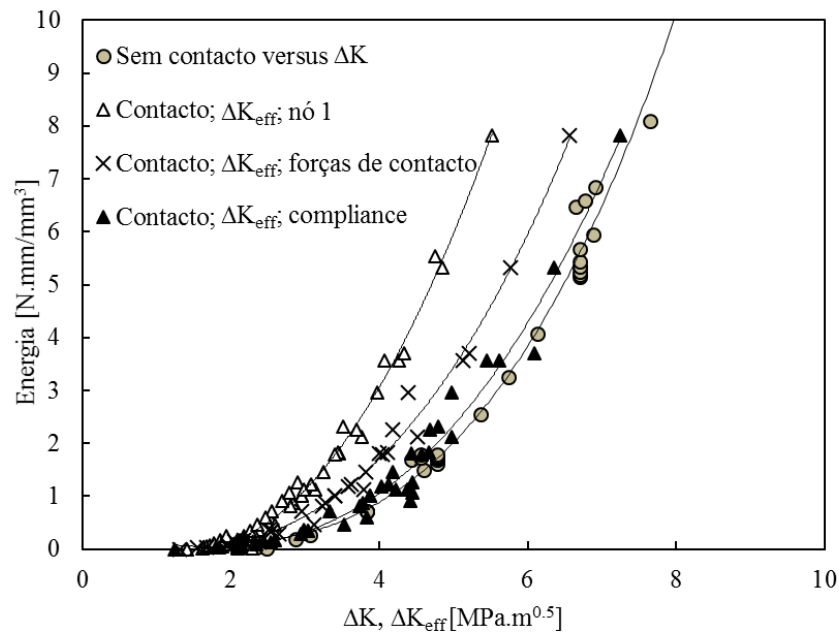


Figura 4.17. Efeito do parâmetro numérico de medição de fecho na energia dissipada.

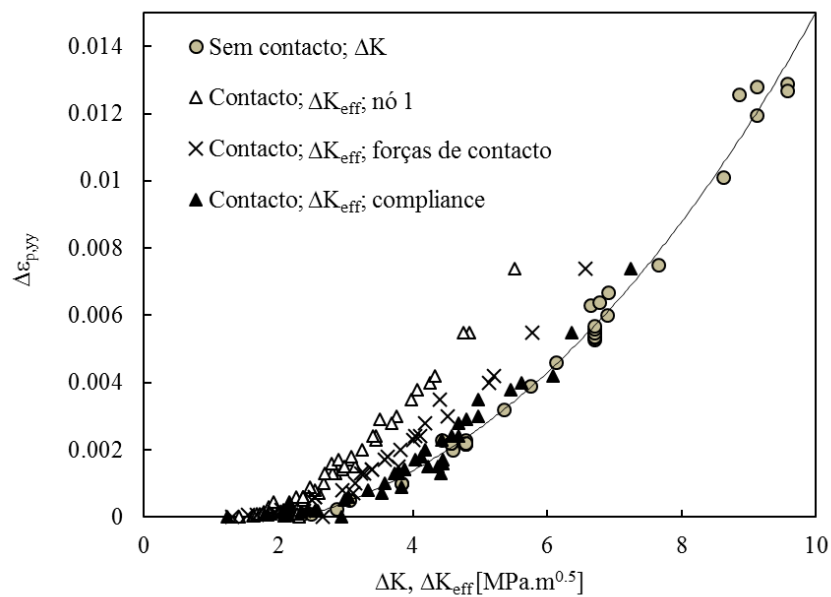


Figura 4.18. Efeito do parâmetro numérico de medição de fecho na gama de deformação plástica.

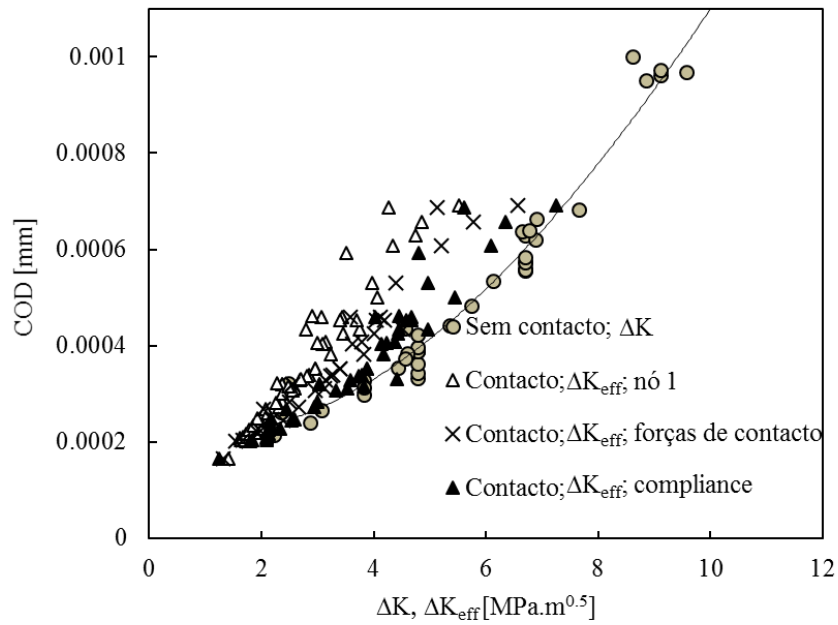


Figura 4.19. Efeito do parâmetro numérico de medição de fecho no deslocamento de abertura de fenda.

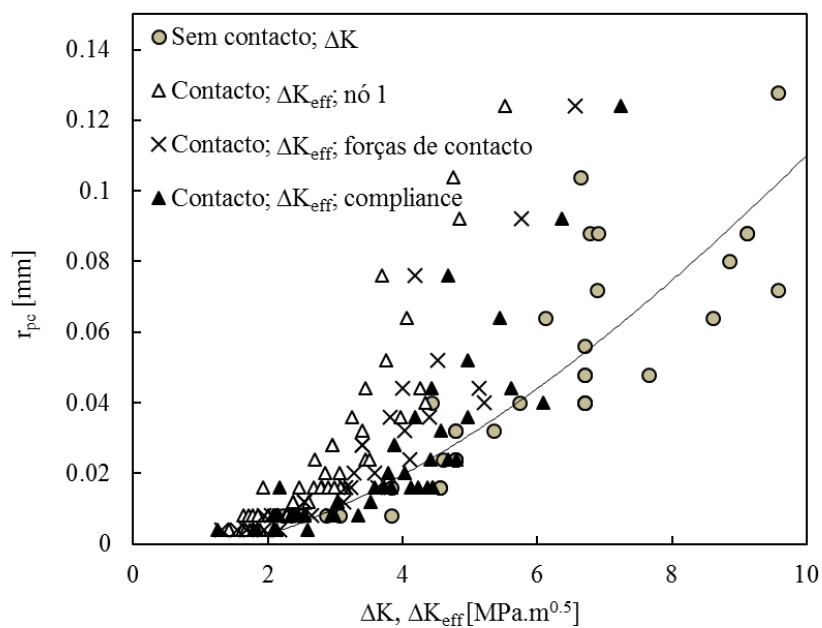


Figura 4.20. Efeito do parâmetro numérico de medição de fecho no raio plástico cíclico.

4.5. Efeito da malhagem

Um dos parâmetros que tem grande influência nos resultados das análises numéricas é a malhagem, pois se por um lado ter uma malha mais densa nos traz resultados mais precisos, por outro aumenta significativamente o peso numérico associado a cada simulação. Com o objetivo de estudar o efeito do refinamento da malha nos parâmetros de extremidade de fenda foram consideradas duas malhas com elementos de comprimento igual a 8 μm (M8) e 16 μm (M16) na zona mais refinada da mesma. A Figura 4.21 compara os últimos ciclos tensão-deformação obtidos com malhas M16 e M8. Como se pode ver, para as mesmas condições de carga e apenas com malhas diferentes, obtemos uma grande diferença no último ciclo de carga. Na Figura 4.22 pode-se verificar a influência da malhagem no deslocamento de abertura de fenda. Há também aqui um efeito significativo da malha. Este fenómeno já era esperado, uma vez que este parâmetro é obtido no último nó atrás da extremidade da fenda. Como na malha M16 este se encontra a maior distância da extremidade do que os M8 já era previsível que os valores de COD fossem maiores para a malha M16. Na Figura 4.23 e na Figura 4.24, que representam a energia dissipada na extremidade de fenda e a gama de deformação plástica respetivamente, verifica-se novamente a influência da malhagem. A área da curva tensão-deformação do último ciclo de carga é menor para a malha M16, como se viu na figura 4.21, o que faz com que a energia e a deformação sejam menores. Isto deve-se ao fato de a distância mínima dos pontos de Gauss à extremidade da fenda ser menor na malha M8. Na Figura 4.26 representam-se dois elementos com dimensões de 16 e 8 μm , bem como a posição dos pontos de Gauss. O ponto de Gauss mais próximo da extremidade da fenda pertence naturalmente ao elemento M8. Na Figura 4.25, é possível verificar que a malha apesar de influenciar o raio plástico cíclico não segue uma tendência definida. Pode-se portanto afirmar que a malhagem tem uma grande influência na obtenção dos valores dos diferentes parâmetros de extremidade de fenda. Esta conclusão não afeta porém as conclusões obtidas anteriormente, relativas à validade da MFLE, ao efeito do contacto, à validade do conceito de fecho de fenda e ao parâmetro numérico mais eficaz.

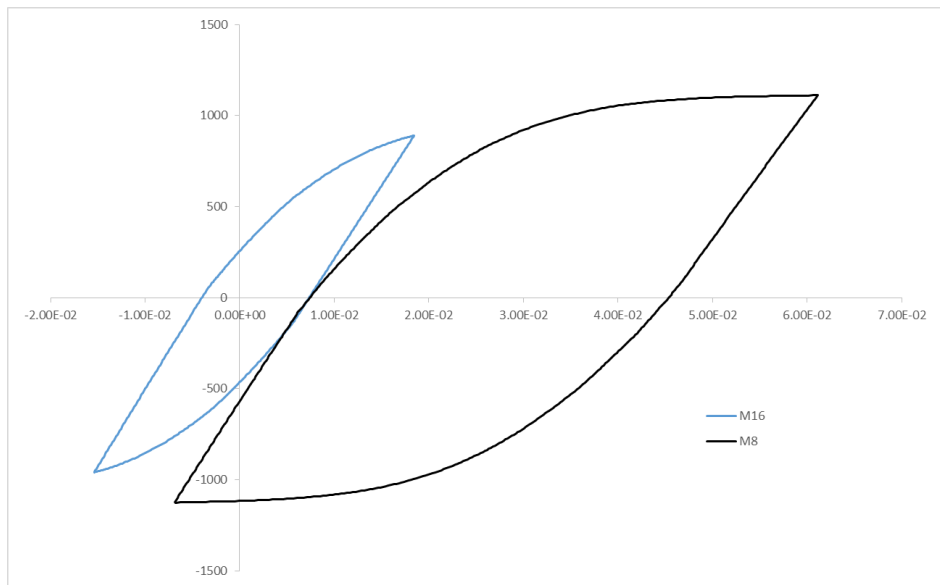


Figura 4.21. Último ciclo de carga com malhas M8 e M16.

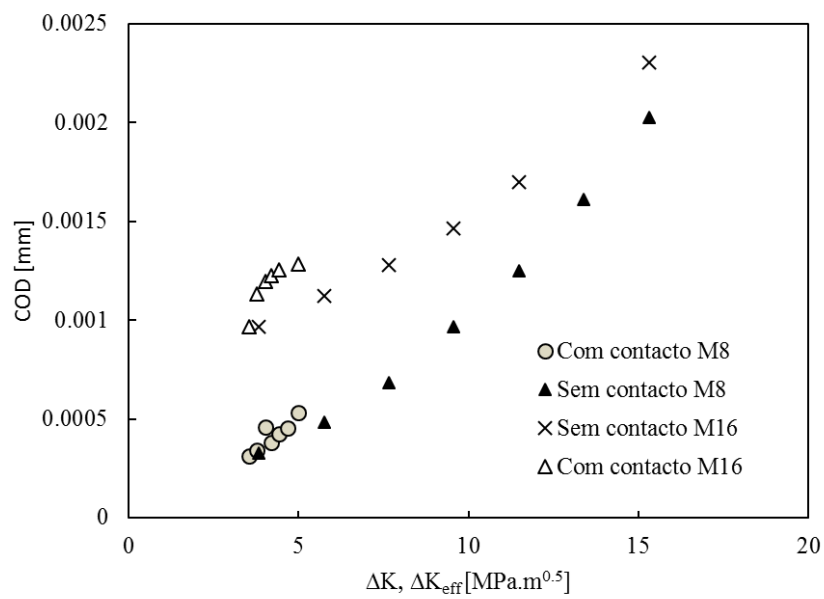


Figura 4.22. Influência da malhagem no COD.

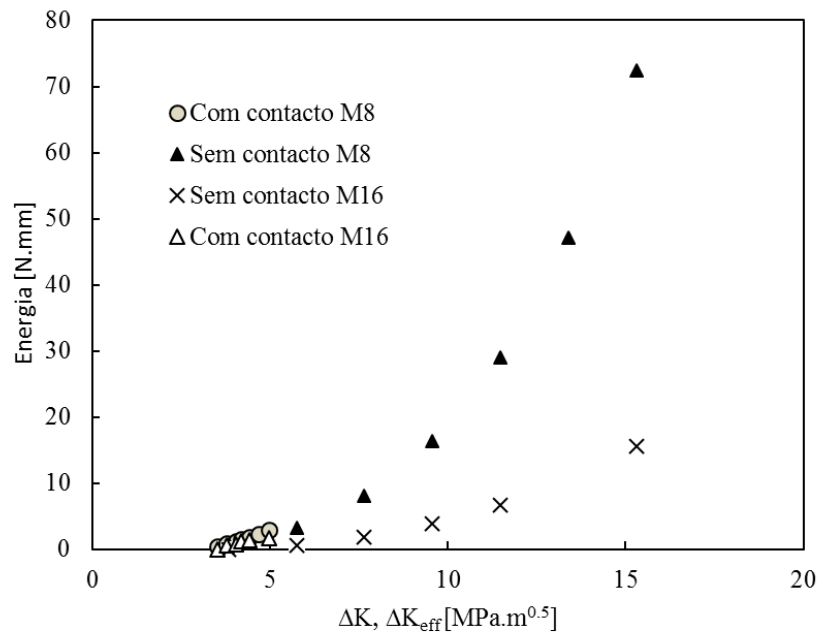


Figura 4.23. Influência da malhagem na energia.

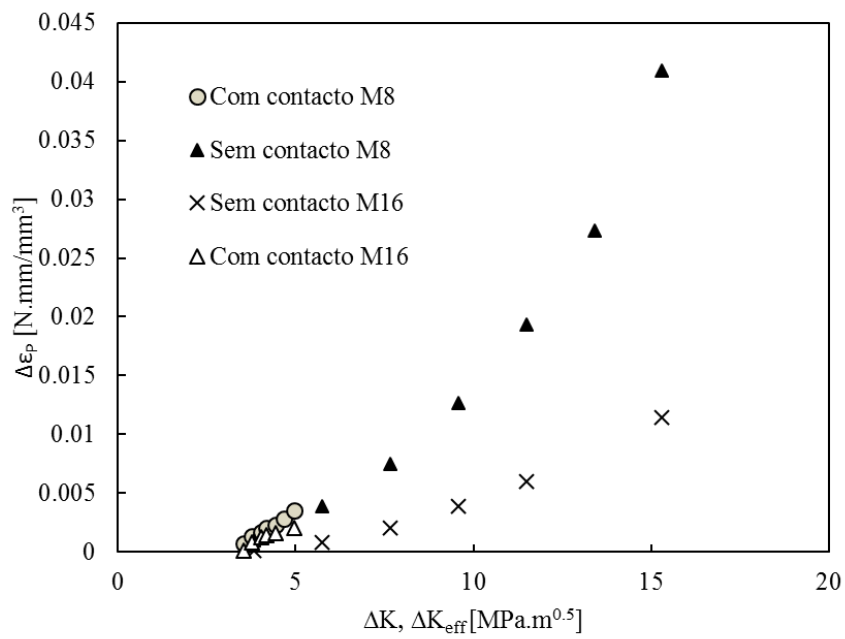


Figura 4.24. Influência da malhagem na gama de deformação plástica.

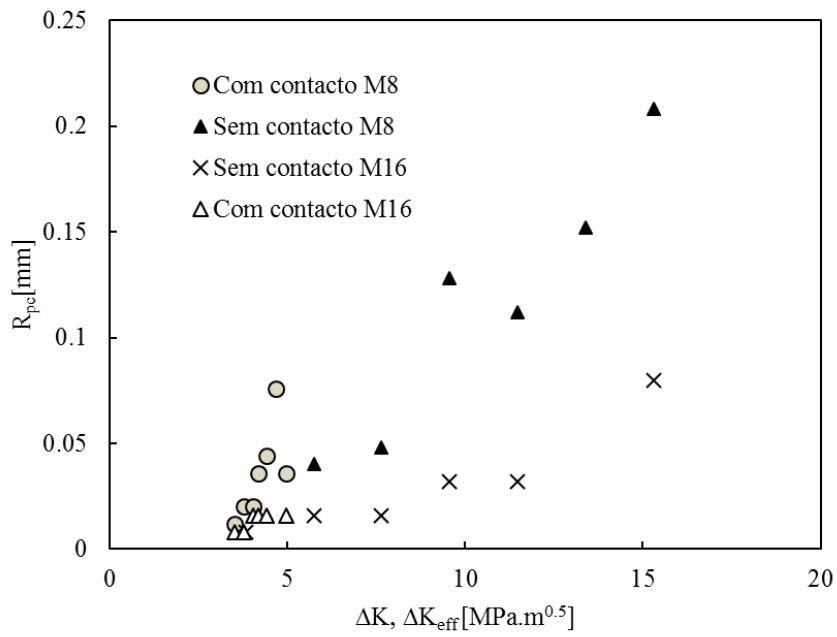


Figura 4.25. Influência da malhagem no raio plástico cíclico.

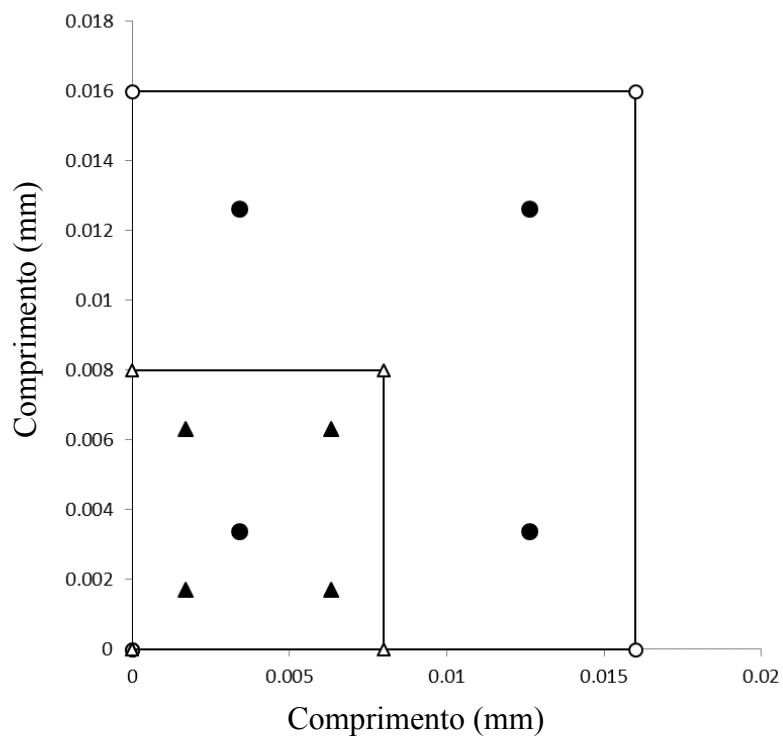


Figura 4.26. Localização dos pontos de Gauss nas malhas M16 e M8.

5. CONCLUSÕES

Com o finalizar desta dissertação pode-se afirmar que todos os objetivos propostos no início da mesma foram cumpridos. As principais conclusões foram:

- Foi possível confirmar que a mecânica da fratura linear elástica é válida, uma vez que todos os parâmetros de extremidade de fenda (energia dissipada à frente da fenda, raio plástico cíclico, gama de deformação plástica e o deslocamento de abertura da extremidade da fenda) são controlados por ΔK . Todos eles seguem uma tendência bem definida, porém foi obtida alguma dispersão para o raio plástico cíclico.
- O contacto tem um grande efeito nos parâmetros de extremidade de fenda e portanto na velocidade de propagação de fendas por fadiga. Todos os parâmetros de extremidade de fenda são significativamente afetados pelo contacto, pois quando comparados os casos com e sem contacto a diferença é relevante.
- Sem contacto, existe uma tendência bem definida quando os parâmetros são representados em função de ΔK . Para os casos com contacto se estes forem representados em função de ΔK , existe uma grande dispersão. Mas se forem traçados em função de ΔK_{eff} , estes ficam também com uma tendência bem definida.
- O conceito de ΔK_{eff} é capaz de explicar as variações produzidas pelo contacto das faces de fenda nos parâmetros de extremidade de fenda; os resultados destes parâmetros representados em função de ΔK vistos como curvas mestras, livres da influência do contacto.
- O parâmetro de PICC mais eficaz é a *compliance*, uma vez que representando os vários tipos de PICC obtidos com contacto em função de ΔK_{eff} , este mostra ser o parâmetro numérico que melhor se ajusta às curvas mestras obtidas sem contacto.

- A malhagem tem uma grande influência nos parâmetros de extremidade de fenda. Se forem comparados os resultados das duas malhas estudadas, os valores obtidos têm uma grande discrepância.

Visto o fenómeno de fecho de fenda ser uma área com bastante importância no estudo da propagação de fendas por fadiga e apesar de os objetivos propostos terem sido cumpridos, esta é ainda uma área com bastante necessidade de desenvolvimento a nível de investigação. Tendo em conta as conclusões obtidas, principalmente face ao efeito do contacto das faces de fenda, sugere-se como trabalho futuro:

- O estudo do efeito de variações de carga, tais como sobrecargas, subcargas e blocos de carga nos parâmetros de extremidade de fenda.
- O estudo do efeito do modelo de comportamento de material.
- Aprofundar o estudo do efeito da malhagem nos parâmetros usados nesta dissertação.

Há, ainda, a salientar que no âmbito deste trabalho foi redigido um artigo científico que se encontra em fase de submissão à revista *International Journal of Fatigue*.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Antunes FV, Chegini AG, Correia L, Branco R. Numerical study of contact forces for crack closure analysis. *International Journal of Solids and Structures* 51, 1330–1339, 2014.
- Bao H, McEvily AJ. On Plane Stress-Plane Strain Interactions in Fatigue Crack Growth. *Int. J Fatigue* 20(6), 441-448, 1998.
- Bates RC, Santhanam T. Relationship between notch tip strain and crack-opening displacement. *Materials Science and Engineering* 46, 159-165, 1980.
- Blom AF, Holm DK. An experimental and numerical study of crack closure. *Eng Fract Mech* 22, 997-1011, 1984.
- Bodner SR, Davidson DL, Lankford J. A description of fatigue crack growth in terms of plastic work. *Engineering Fracture Mechanics* 17(2), 189–91, 1983.
- Borrego LFP, Fatigue crack growth under variable amplitude loading in AlMgSi aluminium alloys. PhD thesis, University of Coimbra, Portugal, 2001.
- Borrego LP, Ferreira JAM, Pinho da Cruz JM, Costa JM. Evaluation of overload effects on fatigue crack growth and closure. *Engng Fract Mech* 70, 1379-1397, 2003.
- Borrego LP, Ferreira JM, Costa JM. Fatigue crack growth and crack closure in an AlMgSi alloy. *Fatigue Fract Eng Mater Struct* 24, 255-265, 2001.
- Borrego, L.F.P., Fatigue crack growth under variable amplitude loading in AlMgSi aluminium alloys. PhD thesis, University of Coimbra, Portugal, 2001.
- Branco C, Ferreira J, Costa J, Ribeiro A. *Projecto de Órgãos de Máquinas* 2012.
- Cadario A, Alfredsson B. Fatigue growth of short cracks in Ti-17: Experiments and simulations. *Engineering Fracture Mechanics* 74, 2293–2310, 2007.

- Carlson RL, Kardomateas GA. Effects of compressive load excursions on fatigue crack growth. *Int J Fatigue* 16, 141–146, 1994.
- Chaparro BM, Thuillier S, Menezes L., Manach PY, Fernandes JV. Material parameters identification: Gradient-based, genetic and hybrid optimization algorithms. *Computational Materials Science* 44(2), 339-346, 2008.
- Chapetti MD, Miyatab H, Tagawab T, Miyatab T, Fujiokac M. Fatigue crack propagation behaviour in ultra-fine grained low carbon steel. *Int. J. Fatigue* 27, 235–243, 2005.
- Chen DL, Weiss B, Stickler R, Contribution of the cyclic loading portion below the opening load to fatigue crack growth. *Materials Science and Engineering A208*, 181-187,1996.
- Chen H, Chen W, Li T and Ure J. Effect of circular holes on the ratchet limit and crack tip plastic strain range in a centre cracked plate. *Eng. Fract. Mech.* 78, 2310–2324, 2011.
- Christensen RH. Fatigue crack growth affected by metal fragments wedged between opening-closing crack surfaces. *Appl. Mater. Res* 2(4), 207-210, 1963.
- Costa JDM, Ferreira JAM. Effect of Stress Ratio and Specimen Thickness on Fatigue Crack Growth of CK45 Steel. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* 30, 65-73, 1998.
- Dinda S, Kujawski D. Correlation and prediction of fatigue crack growth for different R-ratios using K_{max} and ΔK^+ parameters. *Engng Fract Mech* 71, 1779–1790, 2004.
- Donald K, Paris PC. An evaluation of ΔK_{eff} estimation procedure on 6061-T6 and 2024-T3 aluminum alloys. *Int J Fatigue* 21, 47–57, 1999.
- Elber W. Fatigue crack closure under cyclic tension. *Eng. Fracture Mechanics* 2, 37-45, 1970.
- Elber W. The significance of fatigue crack closure under cyclic tension. *Damage tolerance in aircraft structures. ASTM STP 486*, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 230-242, 1971.

- Gonzalez-Herrera A, Zapatero J. Influence of minimum element size to determine crack closure stress by the finite element method. *Eng Fract Mech* 72, 337–55, 2005.
- Haddadi H, Bouvier S, Banu M, Maier C, Teodosiu, C. Towards an accurate description of the anisotropic behaviour of sheet metals under large plastic deformations: Modelling, numerical analysis and identification. *International Journal of Plasticity* 22, 2226–2271, 2006.
- Hadj Meliani M, Azari Z, Pluvinage G, Matvienko YG. The effective T-stress estimation and crack paths emanating from U-notches. *Eng Fract Mech* 77, 1682–1692, 2010.
- Heung BP, Kyung MK, Byong WL. Plastic zone size in fatigue cracking. *Int. J. Pres. Ves. Piping* 68, 279–285, 1996.
- Huang X, Moan T. Improved modeling of the effect of R-ratio on crack growth rate. *International Journal of Fatigue* 29, 591–602, 2007.
- James MN, Pacey MN, Wei LW, Patterson EA, Characterisation of plasticity-induced closure-crack flank contact force versus plastic enclave. *Engineering Fracture Mechanics* 70, 2473–2487, 2003.
- James MN. Some unresolved issues with fatigue crack closure — measurement, mechanism and interpretation problems. *Advances in fracture research*. In: Karihaloo BL, et al., editors. *Proceedings of the Ninth International Conference on Fracture, Sydney, Australia, vol. 5*. Amsterdam: Pergamon Press 2403–2414, 1997.
- Jeremy S. Daily, Nathan W. Klingbeil. Plastic dissipation in fatigue crack growth under mixed-mode loading. *International Journal of Fatigue* 26, 727–738, 2004.
- Kirby BR, Beevers CJ. Slow fatigue crack growth and threshold behavior in air and vacuum of commercial aluminum alloys. *Fracture of Engineering Materials and Structures* 1, 203–15, 1979.
- Klingbeil NW. A total dissipated energy theory of fatigue crack growth in ductile solids. *International Journal of Fatigue* 25, 117–28, 2003.

- Kujawski D. A fatigue crack driving force parameter with load ratio effects. *Int J Fatigue* 23, 239–246, 2001.
- Kujawski D. A new $(\Delta K + K_{max})^{0.5}$ driving force parameter for crack growth in aluminum alloys. *Int J Fatigue* 23, 733–740, 2001.
- Kujawski D. Enhanced model of partial crack closure for correlation of R-ratio effects in aluminum alloys. *Int J Fatigue* 23, 95–102, 2001c.
- Larsson S, Carlsson AJ. Influence of non-singular stress terms and specimen geometry on small scale yielding at crack tips in elastic-plastic material. *Journal of Mechanics and Physics of Solids* 21, 263–278, 1973.
- Liaw PK, Kwun SI, Fine ME. Plastic work of fatigue propagation in steels and aluminum alloys. *Metallurgical Transactions A*, 12A, 49–55, 1981.
- Ling MR, Schijve J. The effect of intermediate heat treatments and overload induced retardations during fatigue crack growth in an Al-alloy. *Fatigue Fract Eng Mater Struct* 15, 421–30, 1992.
- Louat N, Sadananda K, Duesbery M, Vasudevan AK. A theoretical evaluation of crack closure. *Metallurgical Transactions* 24A, 2225-2232, 1993.
- Nicholls DJ. The relation between crack blunting and fatigue crack growth rates. *Fatigue Fract Eng Mater Struct* 17(4), 459-467, 1994.
- Nicholls DJ. Prediction of fatigue crack growth rates based on crack blunting. *Eng Fracture Mechanics* 48(1), 9–15, 1994.
- Noroozi AH, Glinka G, Lambert S. A study of the stress ratio effects on fatigue crack growth using the unified two-parameter fatigue crack growth driving force. *International Journal of Fatigue* 29, 1616–1633, 2007.
- Noroozi AH, Glinka G, Lambert S. A two parameter driving force for fatigue crack growth analysis. *Int J Fatigue* 27, 1277–96, 2005.
- Ould Chikh B, Imad A, Benguediab M. Influence of the cyclic plastic zone size on the propagation of the fatigue crack in case of 12NC6 steel. *Computational Materials Science* 43, 1010–1017, 2008.

- Paris PC, Erdogan J. Critical analysis of crack growth propagation laws. *J Basic Eng* 85D, 528–34, 1963.
- Park HB, Lee BW. Effect of specimen thickness on fatigue crack growth rate. *Nuclear Engineering and Design* 197, 197–203, 2000.
- Paul SK, Tarafder S. Cyclic plastic deformation response at fatigue crack tips. *Int Journal of Pressure Vessels and Piping* 101, 81-90, 2013.
- Pelloux RM. Crack Extension by alternating shear. *Eng Fracture Mechanics* 1, 170-174, 1970.
- Philips EP, Results of the round robin on opening-load measurement, NASA Tech. Memo. 101601, (Langley Research Center, Hampton, VA) 1989.
- Pineau AG, Pelloux RM. Influence of strain induced martensitic transformations on fatigue crack growth rates in stainless steels. *Metallurgical Transactions* 5, 1103-1112, 1974.
- Pippan R, Grosinger W. Fatigue crack closure: From LCF to small scale yielding. *International Journal of Fatigue* 46, 41–48, 2013.
- Pokluda. Dislocation-based model of plasticity and roughness-induced crack closure. *Int Journal of Fatigue* 46, 35-40, 2013.
- Pommier S. A study of the relationship between variable level fatigue crack growth and the cyclic constitutive behaviour of steel. *International Journal of Fatigue* S111-S118, 2001.
- Ranc N, Palin-Luc T, Paris PC. Thermal effect of plastic dissipation at the crack tip on the stress intensity factor under cyclic loading. *Engng Fracture Mechanics* 78, 961–972, 2011.
- Ranganathan N, Jendoubi N, Benguediab M, Petit J. Effect of R-ratio and DK level on the hysteretic energy dissipated during fatigue crack propagation. *Scripta Metallurgica* 21, 1045–1049, 1987.
- Rao KTV, Yu W, Ritchie RO. On the behaviour of small fatigue cracks in comercial aluminum lithium alloys. *Eng Fract Mech*, 31(4), 623-635, 1988.

- Rice JR. Limitations to the small-scale yielding approximation for crack tip plasticity. *Journal of Mechanics and Physics of Solids* 22, 17–26, 1974.
- Rice JR. Mechanics of crack tip deformation and extension by fatigue. Fatigue crack propagation. ASTM STP 415, 247–311, 1967.
- Ritchie RO, Suresh S, Moss CM. Near-threshold fatigue crack growth in 2(1/4)Cr-1 Mo pressure vessel steel in air and hydrogen. *Journal of Engng Materials and Technology* 102, 293-299, 1980.
- Roychowdhury S, Dodds Jr. RH. A numerical investigation of 3-D small-scale yielding fatigue crack growth. *Eng Fracture Mechanics* 70, 2363-2383, 2003.
- Sadananda K, Vasudevan AK, Holtz RL, Lee EU. Analysis of overload effects and related phenomena. *Int Journal of Fatigue* 21, S233–S246, 1999.
- Sadananda K, Vasudevan AK. Multiple mechanisms controlling fatigue crack growth. *Fatigue Fract Eng Mater Struct* 26, 835–45, 2003.
- Sehitoglu H, Sun W. Modelling of plane strain fatigue crack closure. *ASME J Eng Mater Technol* 1991;113:31–41.
- Skelton RP, Vilhelmsne T, Webster GA. Energy criteria and cumulative damage during fatigue crack growth. *International Journal of Fatigue* 20(9), 641–9, 1998.
- Stanzl-Tschegg SE, Plasser O, Tschegg EK, Vasudevan AK. Influence of microstructure and load ratio on fatigue threshold behavior in 7075 aluminum alloy. *International Journal of Fatigue* 21(Suppl.), S255–262, 1999.
- Suresh S, Ritchie RO. A geometric model for fatigue crack closure induced by fracture surface roughness. *Metallurgical Transactions* 13A, 1627-1631, 1982.
- Suresh S, Ritchie RO. On the influence of fatigue underloads on cyclic crack growth at low stress intensities. *Materials Science and Engng* 51, 61-69, 1981.
- Takehio O, Koboyshi H. Near-threshold fatigue crack growth and crack closure in a nodular cast iron. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 10, 273-280, 1987.
- Tong J. T-stress and its implications for crack growth. *Engng Fracture Mechanics* 69, 1325–1337, 2002.

- Tvergaard V. On fatigue crack growth in ductile materials by crack-tip blunting, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 52, 2149 – 2166, 2004.
- Tzou JL, Suresh S, Ritchie RO. Fatigue crack propagation in oil environments. I-crack growth in silicone and paraffin oils. *Acta Metallurgica* 33, 105-116, 1985.
- Vasudevan AK, Sadananda K, Glinka G. Critical parameters for fatigue damage. *Int J Fatigue* 23, S39–53, 2001.
- Vasudevan AK, Sadananda K, Louat N. A review of crack closure, fatigue crack threshold and related phenomena. *Mater Sci Eng A* A188, 1–22, 1994.
- Vasudevan AK, Sadananda K, Louat N. Two critical stress intensities for threshold crack propagation. *Scripta Metal* 28, 65–70, 1993.
- Wang W, Hsu C-TT. Fatigue crack growth rate of metal by plastic energy damage accumulation theory. *Journal of Engineering Mechanics* 120(4),776–95, 1994.
- Wei L, James MN. A study of fatigue crack closure in polycarbonate CT specimens. *Eng. Fract. Mech* 66, 223-242, 2000.
- Wu J, Ellyin F. A study of fatigue crack closure by elastic-plastic finite element for constant-amplitude loading. *Int J Fract* 82, 43–65, 1996.
- Zapatero J, Moreno B, González-Herrera A. Fatigue crack closure determination by means of finite element analysis. *Engng Fracture Mechanics* 75, 41-57, 2008.
- Zhang J, He XD, Du SY. Analyses of the fatigue crack propagation process and stress ratio effects using the two parameter method. *International Journal of Fatigue* 27, 1314–1318, 2005.
- Zhang J, He XD, Du SY. Analysis of the effects of compressive stresses on fatigue crack propagation rate. *International Journal of Fatigue* 29, 1751–1756, 2007.
- Zhang J, He XD, Sha Y, Dua SY. The compressive stress effect on fatigue crack growth under tension-compression loading. *International Journal of Fatigue* 32, 361–367, 2010.
- Zhang JZ, Du SY. Elastic-plastic finite element analysis and experimental study of short and long fatigue crack growth. *Engng Fract Mech* 69, 1591–605, 2001.

Zhang JZ. A shear band decohesion model for small fatigue crack growth in an ultra-fine grain aluminium alloy. *Eng Fract Mech* 65, 665–81, 2000.