



• U • C •

FCTUC FACULDADE DE CIÊNCIAS
E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE COIMBRA

DEPARTAMENTO DE
ENGENHARIA MECÂNICA

Determinação da extensão da camada superficial em geometrias com entalhes severos

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

Quantification of the extent of surface region in geometries with severe notches

Autor

Filipe Alexandre Zabelo Duarte

Orientadores

Professor Doutor Fernando Jorge Ventura Antunes

Professor Doutor Ricardo Nuno Madeira Soares Branco

Júri

Presidente	Professor Doutor José Domingos Moreira da Costa Professor Associado com agregação da Universidade de Coimbra
Vogais	Professora Doutora Maria Augusta Neto Professora Auxiliar da Universidade de Coimbra
Orientador	Professor Doutor Ricardo Nuno Madeira Soares Branco Professor Adjunto do Instituto Superior de Engenharia de Coimbra

Coimbra, setembro, 2016

“Learning is the only thing the mind never exhausts, never fears, and never
regrets”

Leonardo Da Vinci

Aos meus pais e avós

Agradecimentos

A realização desta dissertação apenas se tornou possível graças ao auxílio e contribuição de várias pessoas, às quais quero prestar o meu devido agradecimento:

Ao orientador, Professor Doutor Ricardo Nuno Madeira Soares Branco, pela sua disponibilidade, apoio, paciência e compreensão ao longo de mais de um semestre. Pelas muitas horas que despendeu em meu auxílio e que sem o seu contributo, a conclusão desta dissertação não seria possível. Um profundo agradecimento pelo conhecimento transmitido e por toda a sua amizade.

Ao orientador, Professor Doutor Fernando Jorge Ventura Antunes, que apesar de colaborar em menor amplitude, tenho a reconhecer a disponibilidade e interesse ao longo deste processo.

À minha família, especialmente aos meus pais, por toda a força, motivação e amizade demonstrada ao longo do meu percurso académico mas, principalmente, pelo esforço que fizeram em proporcionar-me as melhores condições na luta pelo mesmo. Um eterno obrigado pela ajuda, foram sem qualquer dúvida os responsáveis pelo fim desta etapa na minha vida. Este triunfo é tanto meu como vosso.

A todos os meus amigos, que me acompanharam ao longo destes seis anos pela amizade e ajuda e por todos os momentos inesquecíveis que passei a vosso lado. Mais que amigos de Faculdade, amigos para a vida.

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 da realização deste trabalho, e aos colegas lá presentes pela companhia e apoio demonstrado.

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

A fadiga é um dos principais mecanismos de falha de componentes mecânicos sujeitos a cargas cíclicas. O objetivo principal desta investigação consiste na quantificação da extensão da camada superficial em geometrias planas entalhadas com fendas passantes e sujeitas a carga cíclica com amplitude constante.

Neste trabalho consideraram-se três geometrias planas: um provete $M(T)$ normalizado que serviu de referência; um provete $M(T)$ com entalhes laterais em forma de U com raios e profundidades variáveis; e, também, um provete $M(T)$ com entalhes em V com ângulos de abertura e profundidades variáveis. A análise foi efetuada a partir de dois modelos constitutivos, mais concretamente, um modelo linear-elástico e um modelo elasto-plástico. Numa primeira fase do trabalho, procedeu-se á otimização da malha de elementos finitos, com ênfase especial na topologia de malha, caracterizada por um elevado nível de refinamento junto à superfície. Numa segunda fase, no que concerne à extensão da camada superficial, foram estudados os efeitos da espessura da peça, da geometria e forma de entalhe, do comprimento de fenda, e da tensão remota aplicada.

Após análise dos resultados, verificou-se que a extensão da camada superficial é influenciada pela espessura nos provetes $M(T)$, $M(T)_u$ e $M(T)_v$. Para espessuras inferiores a 2 mm, a extensão da camada superficial aumenta de forma acentuada à medida que a espessura diminui. Para espessuras superiores ao valor referido, a extensão da camada superficial tende a estabilizar. Verificou-se, ainda, que os valores estáveis são mais elevados para os modelos elasto-plásticos do que nos modelos lineares-elásticos. Também as variáveis geométricas, associadas a cada geometria, tiveram influência. No caso do provete $M(T)_u$, observou-se um efeito assinalável do raio do entalhe (r), e no provete $M(T)_v$ uma influência determinante do ângulo de abertura do entalhe (α). Relativamente à profundidade do entalhe (b), verificou-se um efeito pouco revelante. Foi, ainda, distinguido um efeito considerável do comprimento de fenda.

No caso do modelo elasto-plástico, foi ainda identificado um efeito importante do valor da tensão remota (σ). Constatou-se que a extensão da camada superficial aumenta com a tensão remota.

Palavras-chave: Fadiga, propagação de fendas por fadiga, extensão da camada superficial, triaxialidade de tensão, método dos elementos finitos, estado plano de tensão, estado plano de deformação, modelo linear-elástico, modelo elasto-plástico, entalhe em U, entalhe em V

Abstract

Fatigue is a major failure mechanisms of mechanical components subjected to cyclic loading. The main objective of this research is to quantify the extent of the surface region in planar notched geometries with through cracks and subjected to constant amplitude cyclic loading.

In this research, it was considered three planar geometries: a standard M(T) specimen used as a reference; a M(T) specimen with lateral U-shaped notches; and also a M(T) specimen with V-shape notches. The analysis was performed from two constitutive models, more specifically, a linear-elastic model and an elasto-plastic model. In a first stage, the finite element mesh has been optimized. The emphasis has been put on the mesh topology which is characterized by a high level of refinement near the surface. In a second stage, the extent of surface layer has been evaluated taking into account the effects of thickness, geometry and notch shape, crack length, and remote applied stress.

After the analysis of results, it was found that the extent of the surface region is influenced by the thickness for the M(T), M(T)u and M(T)v specimens. For thicknesses lower than 2 mm, the extension of the surface region sharply increases as the thickness decreases. For thicknesses greater than the mentioned value, the extent of surface region tends to stabilize. It was also concluded that the S_1 and S_2 values are higher for the elasto-plastic models than for the linear-elastic models. Furthermore, the geometric variables associated with each geometry have influence. In the case of the M(T)u specimen, there is a significant effect of notch radius (r); for the M(T)v specimen, a significant influence of the notch angle (α) is also identified. Regarding the crack depth (b), a slight effect has been observed. The crack length has also an important effect on the results.

In the case of the elastic-plastic model, it was also identified an additional effect caused by the remote applied stress (σ). In general, the extent of surface region increases with the remote applied stress.

Keywords Fatigue, fatigue crack propagation, extent of surface region, stress triaxiality, finite element method, plane stress state, plane strain state, linear-elastic model, elastic-plastic model, U-shaped notch, V-shaped notch

Índice

Índice de Figuras	xi
Índice de Tabelas	xv
Simbologia e Siglas	xvii
Simbologia.....	xvii
Siglas	xix
1. Introdução.....	1
1.1. Enquadramento	1
1.2. Objetivos.....	2
1.3. Estrutura da dissertação	2
2. Revisão Bibliográfica	5
2.1. Fadiga.....	5
2.2. Variação da Taxa de Propagação de Fenda por Fadiga	7
2.3. Fenómeno do fecho de fenda	8
2.4. Extensão da Camada Superficial	9
3. Procedimento Numérico	13
3.1. Modelo Físico	14
3.2. Modelos Numéricos	17
3.3. Triaxialidade de tensão	20
3.4. Extensão da Camada Superficial	21
4. Apresentação e discussão de resultados	23
4.1. Refinamento da malha para o estudo de Triaxialidade	23
4.2. Resultados elásticos	26
4.2.1. Provede $M(T)$	26
4.2.2. Efeito dos entalhes laterais	30
4.3. Resultados Elasto-Plásticos	39
4.3.1. Provede $M(T)$	39
4.3.2. Efeito dos entalhes laterais	45
5. Conclusões e Trabalhos futuros.....	49
5.1. Conclusões	49
5.2. Trabalhos futuros	50
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	53

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1. Curva típica $da/dN - \Delta K$	6
Figura 3.1. Representação esquemática da metodologia seguida.....	13
Figura 3.2. Geometrias estudadas: a) M(T); b) M(T) com entalhes laterais; c) vista 2D de entalhe lateral em U; d) vista 2D de entalhe lateral em V (Branco, 2013a).....	15
Figura 3.3. Geometria M(T): a) perspetiva tridimensional; b) vista de lado; c) secção que contém a fenda (Branco, 2006).	16
Figura 3.4. a) Parte a analisar do provete M(T); simplificações efetuadas: b) de simetria; c) de carregamento (Branco, 2006).	16
Figura 3.5. Exemplo de uma malha de elementos finitos utilizada, para o provete M(T)u. 18	
Figura 3.6. Definição dos critérios usados para a quantificação da extensão da camada superficial.	22
Figura 4.1. Comparação da curva h obtida com camadas uniformes ao longo da espessura com o modelo atual ($a = 10$ mm; $t/2 = 2$ mm).	24
Figura 4.2. Comparação da curva h para diferentes comprimentos de elementos.	25
Figura 4.3. Comparação da curva h para diferentes valores de c	26
Figura 4.4. Comparação da curva h obtida, através do modelo linear-elástico, para comprimentos de fenda de 2, 10 e 15 mm ($t/2 = 2.5$ mm).	27
Figura 4.5. Comparação da curva h obtida, através do modelo linear-elástico, para três valores de espessura (0.25, 5 mm, e 10 mm) e idêntico comprimento de fenda ($a = 12.5$ mm).	28
Figura 4.6. Comparação da curva do valor máximo de h obtido, através do modelo linear-elástico, para uma espessura ($t/2$) entre 0.1 e 12 mm e idêntico comprimento de fenda ($a = 12.5$ mm).	28
Figura 4.7. Efeito da espessura na extensão da camada superficial para o modelo linear-elástico.	29
Figura 4.8. Efeito da espessura na extensão da camada intermédia para o modelo linear-elástico.	30
Figura 4.9. Comparação da curva h obtida, através do modelo linear-elástico, para diferentes entalhes laterais, considerando igual espessura no plano da fenda ($a = 12.5$ mm; $t/2 = 2$ mm).	31
Figura 4.10. Comparação da curva h obtida, através do modelo linear-elástico, com entalhe lateral em U para uma profundidade de entalhe (b) igual a 1 mm e valores de raio de entalhe variáveis ($a = 12.5$ mm; $t/2 = 2$ mm).	31

Figura 4.11. Comparação da curva h obtida, através do modelo linear-elástico, considerando um entalhe lateral em U com um raio de entalhe (r) igual a 1 mm e diferentes valores de b ($a = 12.5$ mm; $t/2 = 2$ mm).....	32
Figura 4.12. Comparação da curva h obtida, através do modelo linear-elástico, considerando um entalhe lateral em V com uma profundidade de entalhe (b) igual a 1 mm e ângulo de abertura de entalhe variável ($a = 12.5$ mm; $t/2 = 3$ mm).	33
Figura 4.13. Comparação da curva h obtida, através do modelo linear-elástico, considerando um entalhe lateral em V com um ângulo do entalhe (α) igual a 45° e profundidade variável ($a = 12.5$ mm; $t/2 = 3$ mm).....	33
Figura 4.14. Evolução do valor máximo de h para os casos com entalhe em U estudados.	34
Figura 4.15. Evolução do valor máximo de h para os casos com entalhe em V estudados.	35
Figura 4.16. Comparação dos valores de $S1$ para a geometria M(T)u.....	36
Figura 4.17. Comparação dos valores de $S1$ para a geometria M(T)v.....	37
Figura 4.18. Comparação dos valores de $S2$ na geometria M(T)u.....	38
Figura 4.19. Comparação dos valores de $S2$ para a geometria M(T)v.....	39
Figura 4.20. Comparação da curva h obtida, através do modelo elasto-plástico, para comprimentos de fenda de 2 e 12.5 mm ($t/2 = 2.5$ mm).	40
Figura 4.21. Comparação da curva h obtida, através do modelo elasto-plástico, para tensões remotas de 74, 62, 50, 37 e 24 MPa ($t/2 = 2.5$ mm).	41
Figura 4.22. Comparação da curva h obtida, através do modelo elasto-plástico, para espessuras de 0.25, 5 e 10 mm.	42
Figura 4.23. Comparação dos valores de $S1$, obtidos através do modelo linear-elástico e elasto-plástico, para um provete M(T).....	43
Figura 4.24. Comparação dos valores de $S2$, obtidos através do modelo linear-elástico e elasto-plástico, para um provete M(T).....	43
Figura 4.25. Comparação dos valores de $S1$, obtidos através do modelo elasto-plástico, para um provete M(T) com tensões remotas de 8.43, 21.07 e 42.14 MPa.....	44
Figura 4.26. Comparação dos valores de $S2$, obtidos através do modelo elasto-plástico, para um provete M(T) com tensões remotas de 8.43, 21.07 e 42.14 MPa.....	45
Figura 4.27. Comparação dos valores de $S1$, obtidos através dos modelos linear-elástico e elasto-plástico, para um provete M(T)u com tensões remotas de 8.43, 21.07 e 42.14 MPa.	46
Figura 4.28. Comparação dos valores de $S2$, obtidos através dos modelos linear-elástico e elasto-plástico, para um provete M(T)u com tensões remotas de 8.43, 21.07 e 42.14 MPa.	46
Figura 4.29. Comparação dos valores de $S1$, obtidos através dos modelos linear-elástico e elasto-plástico, para um provete M(T)v com tensões remotas de 8.43, 21.07 e 42.14 MPa.	47

Figura 4.30. Comparação dos valores de S_2 , obtidos através do modelo linear-elástico e elasto-plástico, para um provete M(T)v com tensões remotas de 8.43, 21.07 e 42.14 MPa.	47
----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------	----

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 3.1. Propriedades do material (Numisheet, 1993).	19
Tabela 3.2. Valores de espessura estudados.	20
Tabela 3.3. Valores de profundidade e raio de concordância estudados para a geometria M(T)u.	21
Tabela 3.4. Valores de profundidade e raio de abertura do entalhe para a geometria M(T)v.	21

SIMBOLOGIA E SIGLAS

Simbologia

a – Comprimento de fenda

a_0, \dots, a_5 – Constantes de ajustamento

b – Profundidade do entalhe lateral

C e m – Constantes da lei de Paris

da/dN – Taxa de propagação da fenda

E – Módulo de Young

k, ε_0, n – Constantes de ajustamento

i – Número da camada

K – Fator de intensidade de tensão

K_{1c} – Tenacidade à fratura do material

K_c – Valor crítico do fator de intensidade de tensão

$K_{m\acute{a}x}$ – Valor máximo do fator de intensidade de tensão

$K_{m\acute{i}n}$ – Valor mínimo do fator de intensidade de tensão

R – Razão de tensão

r – Raio do entalhe lateral

S – Extensão da camada superficial

S_1 – Valor de S correspondente à transição entre a região superficial e a região intermédia

S_2 – Valor de S correspondente à transição entre a região intermédia e a região interior

t – Espessura do corpo fissurado

t_i – Dimensão do elemento superficial na direção da espessura

Y – Fator geométrico

Y_0 – Tensão de cedência

Z – Coordenada do eixo Oz (coordenada do nó da frente de fenda na direção da espessura da peça)

α – Ângulo do entalhe lateral

ΔK – Gama do fator de intensidade de tensão

ΔK^+ - Parte positiva da gama do fator de intensidade de tensão

ΔK^* - Força motriz mecânica

ε – Deformação plástica equivalente

θ e h - Parâmetros de triaxialidade de tensão

ν – Coeficiente de Poisson

σ – Tensão

σ_1, σ_2 e σ_3 – Tensões principais

σ_{vM} – Tensão equivalente de von Mises

σ_{xx}, σ_{yy} e σ_{zz} – Tensões normais aos planos Ox, Oy e Oz

$\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{zz}, \sigma_{xy}, \sigma_{xz}$ e σ_{yz} – Componentes efetivas do tensor das tensões

Siglas

MEF – Método dos Elementos Finitos

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

ASCII – Código Americano Padrão para o Intercâmbio de Informação (*American Standard Code for Information Interchange*)

FCG – Propagação de fendas por fadiga (*Fatigue crack growth*)

1. INTRODUÇÃO

1.1. Enquadramento

Universalmente, grande parte dos componentes mecânicos são submetidos a cargas variáveis e a condições severas de serviço. Por consequência, o estudo dos fenómenos de fadiga é de elevada importância, pois viabiliza uma conceção otimizada do componente, de modo a evitar falhas imprevistas em serviço.

No âmbito do fenómeno de fadiga, consideram-se três fases principais: nucleação e iniciação de fenda, propagação estável de fenda, e rotura final. Ao nível económico e humano, os efeitos de rotura por fadiga conduzem a danos significativos. Apesar do contínuo progresso nesta área, existem determinados fatores que influenciam este fenómeno e que não são claramente compreendidos. Deste modo, é essencial que o estudo do fenómeno de fadiga seja o mais amplo possível, com vista à redução de quaisquer danos.

Presentemente, na análise à fadiga, existem diversas ferramentas numéricas, a maior parte baseada no Método dos Elementos Finitos (MEF), que recorrem a modelos bidimensionais. Estes modelos, no geral, embora sejam relativamente eficientes, ignoram diversos efeitos tridimensionais. Além disso, nas abordagens tridimensionais, menos frequentes, as análises são, quase sempre, efetuadas utilizando malhas com camadas uniformes, sem qualquer refinamento superficial ao longo da frente de fenda, e para as quais as características da malha são definidas de forma empírica.

Por essa razão, e para que seja possível o desenvolvimento de modelos tridimensionais mais fiáveis, e próximos das situações reais de propagação de fenda, é necessário quantificar *a priori* a extensão e a magnitude desses efeitos no comportamento à fadiga. Desta forma, é possível desenvolver malhas de elementos finitos com níveis ideais de refinamento ao longo da frente de fenda, quantificados de forma objetiva, reduzindo a margem de subjetividade vigente.

Além disso, as regiões superficiais são de elevada importância pois nelas ocorrem transições relativamente rápidas entre um estado plano de tensão, existente à superfície, para um estado plano de deformação, em zonas mais interiores. Devem, ainda, salientar-se os fenómenos superficiais, como fecho de fenda, ou tensões residuais, que como

é sabido, afetam consideravelmente a evolução da forma da fenda e a vida de fadiga dos componentes mecânicos. Estes factos, realçam, uma vez mais, a importância da densidade e do nível de refinamento da malha ao longo da frente de fenda, pois, por um lado, a malha deve ser sensível aos efeitos superficiais; e, por outro, não deve penalizar, em demasia, o esforço computacional.

A extensão da quantificação da camada superficial é também muito afetada pela presença de entalhes, pois estes introduzem estados triaxiais complexos à superfície, o que afeta fortemente a extensão desta camada. Os resultados existentes na literatura sugerem que a presença de entalhes tende a reduzir a extensão da camada superficial (Branco, 2012a).

1.2. Objetivos

Neste trabalho, pretende-se determinar a amplitude da extensão da camada superficial em geometrias planas entalhadas com fendas passantes e sujeitas a carga cíclica com amplitude constante. Objetivamente, este trabalho visa desenvolver modelos matemáticos que permitam prever *a priori* a extensão da camada superficial em função das variáveis geométricas características do problema, nomeadamente a espessura da peça, e a geometria e a dimensão do entalhe. Neste trabalho são considerados entalhes laterais em forma de U com raios e profundidades variáveis e, também, entalhes em V com ângulos de abertura e profundidades variáveis. Além disso, a análise é efetuada a partir de dois modelos constitutivos, mais concretamente, um modelo linear-elástico e um modelo elasto-plástico. Por fim, os resultados numéricos recolhidos são comparados com os resultados existentes na literatura.

1.3. Estrutura da dissertação

Esta dissertação encontra-se dividida em cinco capítulos. A estrutura adotada é apresentada em seguida:

- No capítulo 2 faz-se uma revisão da literatura. Para além de um enquadramento geral, são mencionados diversos estudos que abordam os vários tópicos em que se insere a presente dissertação;

- No capítulo 3 é descrito o procedimento numérico desenvolvido para quantificar a extensão da camada superficial e explicada a metodologia utilizada na obtenção dos resultados posteriormente apresentados;
- No capítulo 4 são apresentados e discutidos os resultados numéricos obtidos;
- No capítulo 5 são expostas as principais conclusões procedentes do estudo realizado e propostas para trabalhos futuros.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1. Fadiga

A fadiga é um fenómeno de dano devido à aplicação alternada e/ou repetida de carregamentos (tensões ou deformações) variáveis, sendo caracterizada pela iniciação e propagação lenta e gradual de fendas que podem levar à rotura e ao colapso súbito do componente. Estas fendas ou falhas ocorrem, geralmente, sob a influência de cargas cíclicas, onde os níveis de tensão em que ocorre a rotura em carregamento variável são muito inferiores aos necessários para rotura em carregamento estático.

De um modo geral, o processo de fadiga pode ser dividido em três fases:

1. Iniciação da fenda: consiste na nucleação e crescimento microscópico da fenda e, geralmente, ocorre à superfície, ou seja, zonas mais propícias à existência de deformação plástica;
2. Propagação estável da fenda: consiste no crescimento macroscópico da fenda. Nesta fase, mantendo o carregamento, há um aumento progressivo da velocidade de propagação da fenda, correspondendo um aumento do seu tamanho. Como consequência, a fenda, em carregamentos uniaxiais, propaga segundo uma direção perpendicular à de aplicação de carga;
3. Fratura final: consiste na rotura do componente e ocorre quando o tamanho da fenda atinge um valor crítico, dando origem a um período de propagação instável de fenda.

A utilização dos conceitos da Mecânica da Fratura Linear Elástica (LEFM) tem-se revelado essencial no desenvolvimento da análise da propagação de fendas por fadiga (FCG). Na análise considera-se o fator de intensidade de tensões, K , como a condição da magnitude de tensão na extremidade de fenda. Para quantificar a intensidade da tensão devido à existência de uma fenda, é usada a expressão seguinte:

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

onde Y representa o fator geométrico, σ a tensão remota aplicada, e a o comprimento de fenda. A rotura instável do material ocorre quando K atinge o seu valor crítico, K_c , definido como tenacidade à fratura.

Os conceitos referidos anteriormente permitem relacionar a propagação de fendas por fadiga com a gama do fator de intensidade de tensões, ΔK , sendo:

$$\Delta K = K_{max} - K_{min} \quad , \quad (2.2)$$

em que $K_{m\acute{a}x}$ e $K_{m\acute{i}n}$, são, respetivamente, os valores máximo e mínimo de K , obtidos durante um ciclo de carregamento.

No estudo da propagação de fendas por fadiga é essencial a análise das curvas $da/dN - \Delta K$, as quais relacionam a taxa de crescimento de fenda por fadiga, quantificada a partir da variação do comprimento de fenda (da) por ciclo (N), da/dN , com a gama do fator de intensidade de tensões, ΔK . Na figura 2.1 pode-se observar um exemplo de uma curva típica $da/dN - \Delta K$ e identificar três zonas de propagação de fenda, designadas por Regimes I, II e III.

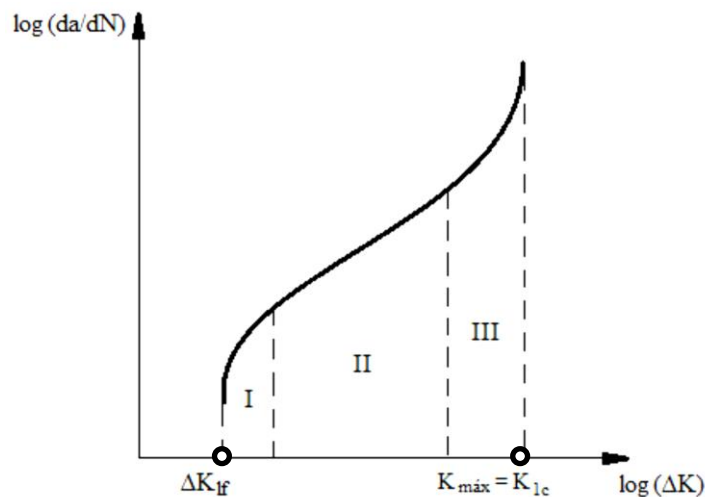


Figura 2.1. Curva típica $da/dN - \Delta K$.

O Regime I, de uma forma geral, é caracterizado por uma propagação lenta da fenda, devido á influência de fatores como a microestrutura, a tensão média, e o meio ambiente.

O Regime II apresenta um crescimento de fenda, no qual se verifica uma relação de linearidade entre a velocidade de propagação e a gama do fator de intensidade de tensão, em escalas logarítmicas. Esta relação é expressa com base na Lei de Paris (1963):

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

onde C e m são constantes do material que dependem das condições de propagação.

A Lei de Paris afirma, portanto, que a velocidade de propagação da fenda, da/dN , é determinada apenas pela gama de intensidade de tensão, ΔK . É de referir, que apesar de este ser um parâmetro linear elástico é utilizado para descrever, com sucesso, processos plásticos na extremidade da fenda. No entanto, existem inúmeros estudos desenvolvidos que apresentam a existência de outros parâmetros que influenciam da/dN , tais como a razão de tensões e/ou o historial de carga.

No Regime III é observável uma aceleração da propagação da fenda até ocorrer fratura do material. Esta ocorrência, deve-se à aproximação de $K_{máx}$ do valor crítico do material, K_{Ic} , designado por tenacidade à fratura. A tensão média, microestrutura e a espessura são fatores que desempenham um papel relevante neste regime. Particularmente, a tensão média afeta significativamente a propagação de fenda sendo quantificada através da razão entre as tensões mínima e máxima do ciclo de carga:

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

De um modo geral, o aumento da razão entre as tensões induz um aumento da velocidade de propagação da fenda.

2.2. Variação da Taxa de Propagação de Fenda por Fadiga

Em componentes de engenharia, são usualmente aplicados carregamentos variáveis em detrimento de carregamentos constantes. Neste âmbito, o estudo das propriedades de fadiga de componentes sujeitos a espectros de carga realistas é de maior relevância, onde se destacam, os estudos de FCG em ligas de alumínio (Zhao *et al.*, 2008), aços ao carbono (Wang *et al.*, 2009), aços inoxidáveis (Kalnaus *et al.*, 2002) e ligas de magnésio (Nie e Zhao, 2008) submetidos a carregamentos de amplitude variável.

Segundo Zheng *et al.* (2013), a diminuição da velocidade de propagação da fenda deve-se ao facto de ser aplicada uma sobrecarga à tração. Em contraponto, quando é aplicada uma subcarga à compressão, é visível uma aceleração da taxa de propagação da fenda (Zheng *et al.*, 2013).

Segundo Khalil *et al.* (2002), ao aplicar-se uma sobrecarga única, próxima do limite de elasticidade do material, esta provoca uma aceleração na taxa de FCG, em consequência de uma redução do valor de fecho de fenda.

Além da história de carga, em componentes de engenharia, existem outros fatores com influência na taxa de propagação de fenda, tais como:

- Material: em componentes de aço, a taxa de FCG decresce progressivamente até um valor mínimo, e cresce quando atinge uma taxa de crescimento estável (Shin e Hsu, 1993);
- Microestrutura: em ligas de magnésio maquinado, a diminuição da taxa de FCG deve-se aos grãos finos que aumentam a resistência à tração (Zeng *et al.*, 2010);
- Atmosfera: em oxidação, a taxa de FGC é retardada, por outro lado em atmosfera húmida a taxa é acelerada (Kobayashi *et al.*, 1997; Tokaji *et al.*, 2009).

Atualmente, o principal problema no estudo de FCG, consiste na necessidade de um método aplicável na previsão da taxa de propagação de fendas por fadiga, tendo por base a simulação de efeitos variados.

2.3. Fenómeno do fecho de fenda

Elber (1970; 1971) introduziu o fenómeno do fecho de fenda a fim de explicar o efeito da tensão média nos Regimes I e II de propagação de fenda. De acordo com Elber, ao aplicar cargas cíclicas num componente resultará uma propagação da fenda, originando uma onda residual plástica. No entanto, só quando a fenda se encontrar totalmente aberta, durante o ciclo de carga, existirá propagação da fenda. No sentido contrário, quando a fenda se encontra fechada, a extremidade desta deixa de ser um ponto de concentração de tensões, pois a transmissão de tensões de compressão entre as faces é um cenário provável.

Segundo Suresh e Ritchie (1981; 1982), existem três mecanismos de fecho de fenda:

- Fecho de fenda induzido por óxidos;
- Fecho de fenda induzido por plasticidade;
- Fecho de fenda induzido por rugosidade.

Sadananda e Vasudevan (2003) e Vasudevan *et al.* (1994) afirmaram que a velocidade da propagação de fenda por fadiga pode ser controlada por uma força motriz de dois parâmetros, calculada a partir do fator de intensidade de tensão máximo, $K_{máx}$, e da

gama do fator de intensidade de tensão, ΔK . O modelo que relaciona estes dois parâmetros, já mencionado no capítulo 2.1, tem por base a seguinte expressão:

$$\Delta K^* = (\Delta K^+ K_{m\acute{a}x})^{0.5} , \quad (2.5)$$

sendo ΔK^* força motriz mecânica, e ΔK^+ a parte positiva de ΔK . Kujawski (2001a; 2001b) demonstrou, com resultados viáveis, que não existe necessidade de utilizar o fenómeno do fecho de fenda para explicar o efeito da razão de tensões. Posteriormente, Noroozi *et al.* (2005; 2007) mostraram que este modelo não clarifica a influência da zona compressiva do ciclo de carga, porque consiste basicamente num modelo estritamente empírico.

2.4. Extensão da Camada Superficial

No estudo da propagação de fenda por fadiga, outro aspeto importante é a extensão da camada superficial. Este tópic tem, no entanto, sido pouco estudado na literatura. A extensão da camada superficial, com base nos resultados publicados, é influenciada, entre outros, pelas seguintes variáveis (Branco *et al.*, 2012a; 2013a):

- Presença de entalhes;
- Espessura do provete;
- Histórico de carga;
- Propriedades do material.

Segundo Pook (1994), a diminuição do módulo de Young e o aumento do coeficiente de Poisson, provoca um crescimento da extensão da camada superficial.

A presença de entalhes severos, introduz estados triaxiais complexos à superfície, o que afeta a extensão da camada superficial, reduzindo-a.

Consideram-se, também, relevantes, neste âmbito, fenómenos de superfície, tais como tensões residuais e fecho de fenda, que, como sabemos, devem ser incluídos nos modelos numéricos, para uma correta simulação dos fenómenos de propagação de fendas por fadiga.

As regiões superficiais são, igualmente, de elevada importância, pois nelas ocorrem transições relativamente rápidas de estado plano de tensão, existente à superfície, para estado plano de deformação, em zonas mais interiores. Nesse sentido, particularmente em estudos numéricos tridimensionais, é importante definir, claramente, estas duas regiões. Atualmente, os modelos numéricos mais usados no estudo de fenómenos de fadiga tendem

a assumir um único estado, particularmente nos casos dos modelos bidimensionais. Nos modelos tridimensionais, os investigadores tendem a usar malhas com camadas uniformes ao longo da frente de fenda; ou níveis de refinamento definidos de forma empírica.

Na quantificação da extensão da camada superficial é necessário usar parâmetros sensíveis ao estado de triaxialidade de tensão da frente de fenda. Um dos parâmetros mais usados, baseia-se na razão entre a tensão hidrostática, σ_h , e a tensão equivalente de von Mises, σ_{vM} :

$$\theta = \frac{\sigma_h}{\sigma_{vM}} = \frac{(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3}{\sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}/\sqrt{2}} \quad , \quad (2.6)$$

onde σ_1 , σ_2 e σ_3 são as tensões principais. Este parâmetro varia entre 0, para cisalhamento puro, e 5 ou 6 para entalhes severos. Na literatura científica são vários os autores que utilizam este parâmetro nos seus estudos, tais como Wang *et al.* (2000) no estudo de falhas dúcteis de em juntas tubulares; Chen *et al.* (2005) no estudo da propagação de fenda dúctil; Anvari *et al.* (2006) na análise de propagação de fenda dúctil utilizando elementos coesivos; e Mirone (2007) na análise de falhas dúcteis em geometrias com entalhe sujeitas a diferentes historiais de triaxialidade.

Outro parâmetro muito usado na quantificação da triaxialidade de tensão é definido pela expressão seguinte:

$$h = \frac{\sigma_{zz}}{\nu(\sigma_{xx} + \sigma_{yy})} \quad , \quad (2.7)$$

onde σ_{xx} , σ_{yy} e σ_{zz} são as tensões normais aos planos Ox, Oy e Oz, e ν representa o coeficiente de Poisson. Para estado plano de tensão, $h = 0$; e para o plano de deformação, $h = 1$. Bakker (1992) estudou a variação do parâmetro h , ao longo da frente de fenda e do efeito na espessura. Este parâmetro foi usado por Bakker (1992) no estudo de efeitos tridimensionais baseados na variação do fator de intensidade de tensão em placas fissuradas com fendas passantes; por Kotousov e Wang (2002) na análise de efeitos tridimensionais em placas planas com entalhes e por Branco *et al.* (2015) para desenvolver provetes M(T) entalhados para estudos de fadiga em estado plano de deformação.

Um parâmetro alternativo, também definido a partir da razão entre a tensão hidrostática e a tensão de von Mises equivalente e o coeficiente de Poisson, foi proposto por Lemaitre (1996):

$$R_v = \frac{2}{3}(1 - \nu) + 3(1 - 2\nu) \left(\frac{\sigma_H}{\sigma_{vM}} \right)^2, \quad (2.8)$$

Outro parâmetro de triaxialidade, usado para caracterizar o estado de tensão ao longo da frente de fenda, é definido pela relação seguinte (Guo, 1993):

$$T_z = \frac{\sigma_3}{\sigma_1 + \sigma_2}, \quad (2.9)$$

onde σ_1 , σ_2 e σ_3 são as tensões principais no plano normal à frente de fenda. Especificamente, $T_z = 0$ para estado plano de tensão; e $T_z = \nu$ para estado plano de deformação. Este parâmetro foi utilizado por Guo (1999) para analisar efeitos tridimensionais em peças fissuradas com fendas passantes; por She e Guo (2007) para estudar efeitos tridimensionais em placas finas fissuradas; por Zhao *et al.* (2007) para descrever o campo de tensões à superfície em placas com fendas semi-elípticas; por Zhang e Guo (2007) para caracterizar estados de tensão em 3D de fendas de canto submetidas a tensão uniforme; por Yang (2009) para obter fatores de tensão e de concentração de tensão para entalhes em peças de secção circular sujeitas a tração; e por Yu *et al.* (2010) para definir espessuras equivalentes para fendas de canto.

No estudo da extensão da camada superficial podemos também recorrer ao parâmetro elástico da tensão-T, o qual caracteriza o estado tensão tração-compressão que atua paralelamente ao plano da fenda. Bilby *et al.* (1986) demonstrou que a triaxialidade hidrostática é largamente afetada pela tensão-T, pois quando esta é positiva, o nível de triaxialidade de tensão na extremidade da fenda aumenta. Leever e Radon (1982) recorreram ao parâmetro tensão-T para análise de geometrias de provetes normalizados. De acordo com o estudo, a tensão-T depende da geometria da fenda, comprimento da fenda, e do tipo de carregamento. Todavia, em estados de carga uniaxial, os resultados obtidos em provetes M(T) mostraram variações mínimas. Segundo os resultados publicados por Ayatollahi *et al.* (1998) para provetes sujeitos a diferentes combinações de tração e corte, conclui-se que os provetes sujeitos a corte apresentam uma variação mais elevada da tensão-T. Outro parâmetro utilizado na quantificação da extensão da camada superficial, junto aos pontos de canto, é a variação de intensidade de tensão, K . Antunes *et al.* (2000) analisou

para fendas em quarto de círculo num provete com fenda de canto, que em proximidade com as superfícies livres o valor de K aumenta e onde o seu valor máximo encontra-se num ponto próximo nessa zona. Porém, a fraca singularidade presente nas superfícies livres, faz com que K diminua.

Outro parâmetro utilizado na quantificação da extensão da camada superficial, junto aos pontos de canto, é a variação do fator de intensidade de tensão, K . Antunes *et al.* (2000) analisou, com base na variação de K , provetes com fendas de canto, assumindo frentes de fenda em forma de quarto de círculo. O valor máximo de K foi observado para posições angulares de 1.5° , o que corresponde a uma extensão da camada superficial de 2.6% para raios na ordem dos 5 mm.

Narayana *et al.* (1994) relacionou a extensão da camada superficial, S , com a espessura da peça, através da relação seguinte:

$$\frac{S}{t} = \frac{1}{4 + 16t/a} , \quad (2.10)$$

onde t é a espessura do corpo fissurado, e a sendo metade do comprimento da fenda.

3. PROCEDIMENTO NUMÉRICO

Este capítulo tem como objetivo descrever, em detalhe, o procedimento numérico adotado para o estudo da extensão da camada superficial em geometrias planas fissuradas com entalhes severos.

Numa primeira fase, é descrito o modelo físico e identificam-se os principais parâmetros físicos do corpo fissurado, nomeadamente, a geometria, o modo de carregamento, as condições de fronteira aplicadas, e o material pelo qual é composto. Posteriormente, são expostos os modelos numéricos desenvolvidos, descrevendo-se, em pormenor, quer o modelo linear-elástico, quer o modelo elasto-plástico. Ambos os modelos consideram as mesmas geometrias e as mesmas malhas de elementos finitos. De seguida, são apresentadas as variáveis geométricas que caracterizam os casos analisados, bem como os parâmetros de triaxialidade de tensão usados para quantificar a extensão da camada superficial.

O procedimento numérico desenvolvido neste trabalho está esquematizado na Figura 3.1 e, como referido anteriormente, divide-se em 3 etapas:

1. Desenvolvimento de um modelo linear-elástico ou elasto-plástico do representativo da peça fissurada;
2. Obtenção da triaxialidade de tensão ao longo da frente de fenda;
3. Quantificação da extensão da camada superficial.

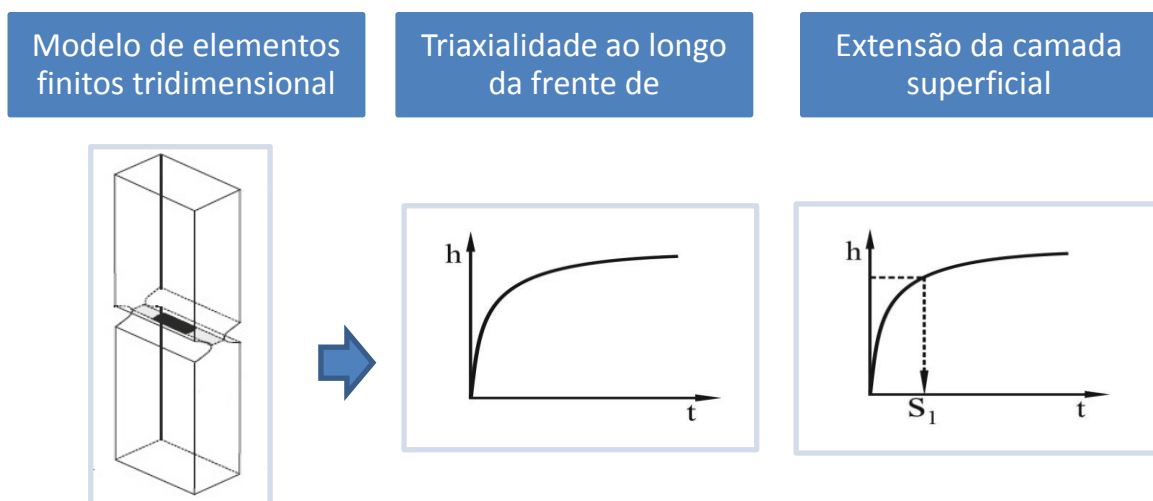


Figura 3.1. Representação esquemática da metodologia seguida.

3.1. Modelo Físico

Este trabalho, como anteriormente mencionado, tem como objetivo o estudo de geometrias fissuradas planas com entalhes severos. As geometrias escolhidas para o efeito, representadas na Figura 3.2, foram um provete M(T) normalizado; um provete M(T) com entalhes laterais em U (designado aqui por M(T)u); e um provete M(T) com entalhes laterais em V (designado aqui por M(T)v). A primeira consiste numa geometria normalizada, de forma paralelepipedica, que possui uma fenda central sobre a secção média, inserida num plano perpendicular à aplicação do carregamento (Figura 3.3 (a)). A seleção da geometria baseou-se no facto de ser uma das mais utilizadas em estudos de fenómenos de propagação de fendas por fadiga, tanto ao nível numérico, como experimental. Relativamente às outras duas, a principal diferença é a presença de entalhes laterais, junto ao plano da fenda, com formas em U (Figura 3.2 (b) e Figura 3.2 (c)) e V (Figura 3.2 (d)), respetivamente. Na Figura 3.2 estão representadas as principais variáveis geométricas adotadas neste trabalho para caracterizar cada uma das peças entalhadas modeladas numericamente. Ao nível das variáveis analisadas, a espessura, como mencionado no Capítulo 2, detém uma importância elevada na extensão da camada superficial. Desta forma, as simulações realizadas consideraram uma gama relativamente extensa de valores de t que variou entre 0,2 a 24 mm. No caso do provete M(T)u, foram estudadas, para além da espessura, a profundidade (b) e o raio de concordância (r) do entalhe, considerando, respetivamente, valores de 1 a 3 mm, e de 0.5 a 2 mm. Em relação ao provete M(T)v, de forma idêntica, para além da espessura, foram analisadas as variáveis que caracterizam este tipo de entalhe, nomeadamente a profundidade (b), e ângulo de abertura (α) do entalhe, considerando, respetivamente, valores de 0.5 até 2 mm, e de 30 até 60°.

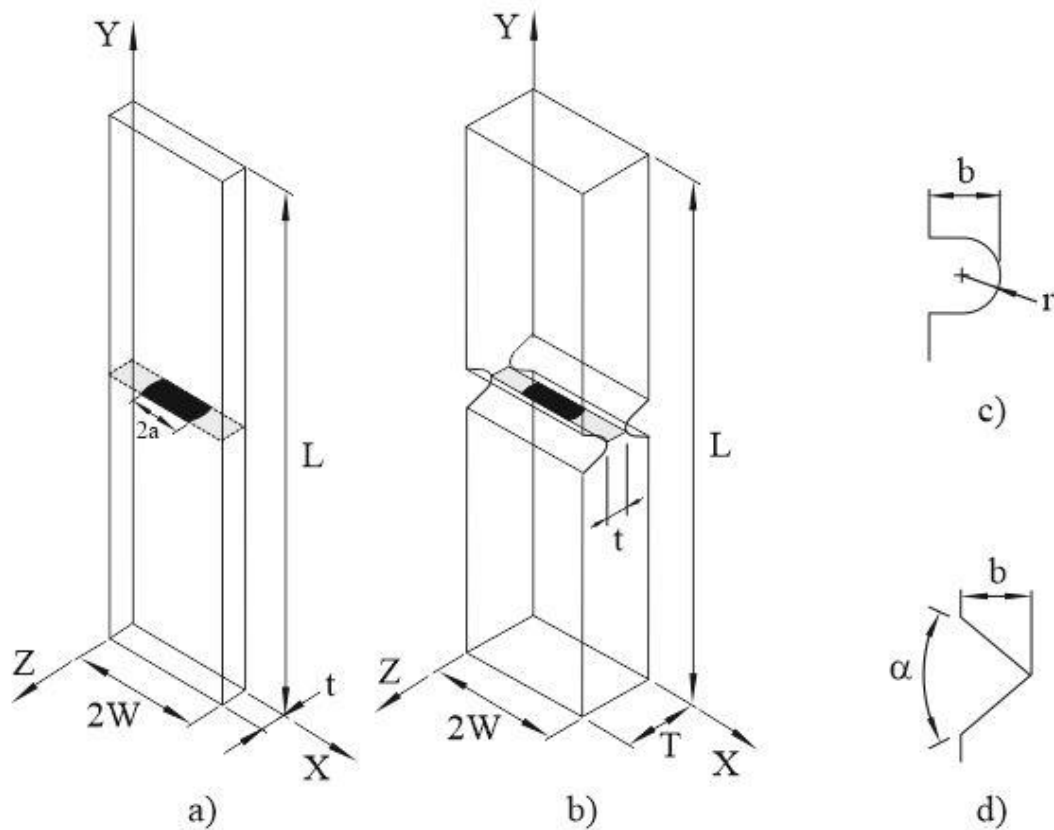


Figura 3.2. Geometrias estudadas: a) M(T); b) M(T) com entalhes laterais; c) vista 2D de entalhe lateral em U; d) vista 2D de entalhe lateral em V (Branco, 2013a).

Para os três casos referidos anteriormente, considerou-se um carregamento de tração. O material é tracionado nas extremidades através de duas amarras, ou seja, quando estas entram em contacto com as superfícies I e II, ilustradas na Figura 3.3 (a), e devido à pressão exercida sobre elas, fixam-se ao provete. Neste caso, a amarra superior está sujeita a um movimento de translação, paralelo à linha de ação do provete, enquanto que a amarra inferior se mantém imóvel. Como estas forças são aplicadas longe da frente de fenda, e sendo a fenda normal ao carregamento, admite-se a ocorrência de Modo-I de deformação ao longo de toda a frente de fenda. A Figura 3.3 (b) mostra as condições de carregamento consideradas para o provete M(T), que são idênticas às consideradas para as geometrias entalhadas.

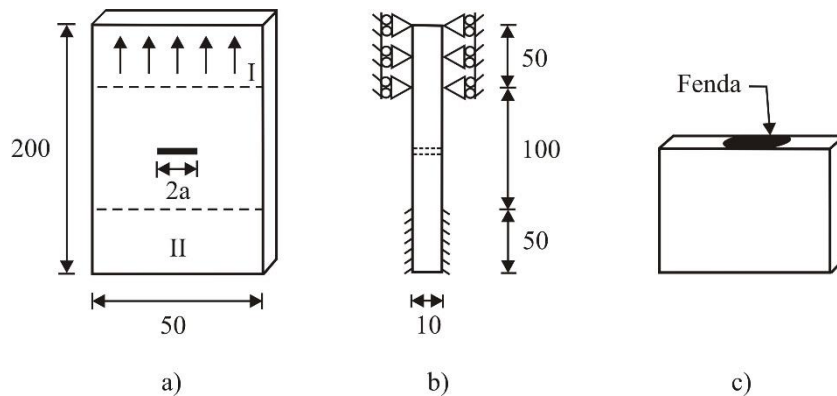


Figura 3.3. Geometria M(T): a) perspetiva tridimensional; b) vista de lado; c) secção que contém a fenda (Branco, 2006).

Devido às simetrias geométricas, de carregamento, e de material, considerou-se apenas um oitavo do provete (porção assinalada a cinzento na Figura 3.4 (a)). Esta opção permitiu reduzir o tempo de simulação para cada caso analisado, sem que a precisão dos resultados fosse afetada.

Nas análises dos provetes M(T), M(T)u e M(T)v devido às simplificações consideradas adotaram-se condições de fronteira adequadas, conforme se esquematiza Figura 3.4 (b). No que diz respeito ao carregamento, apesar do carregamento real ser aplicado nas superfícies laterais que estão em contacto com as amarras, considerou-se apenas um carregamento uniforme na superfície superior do provete (Figura 3.4 (c)). O material escolhido foi um aço macio (Numisheet, 1993).

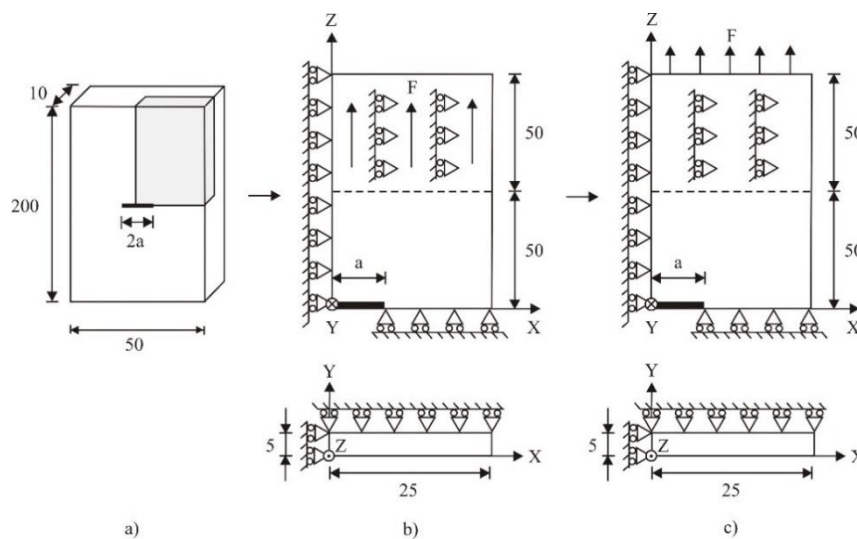


Figura 3.4. a) Parte a analisar do provete M(T); simplificações efetuadas: b) de simetria; c) de carregamento (Branco, 2006).

3.2. Modelos Numéricos

O procedimento numérico teve por base o desenvolvimento de um modelo com comportamento linear-elástico do material e um modelo com comportamento elasto-plástico do material.

No subcapítulo 3.1 foi descrito o modelo físico que foi utilizado para ambos os casos. Na Figura 3.5 apresenta-se uma malha de elementos finitos típica desenvolvida para um provete M(T)u.

Para os modelos linear-elásticos e elasto-plásticos foram utilizadas as mesmas malhas de elementos finitos. Estas malhas, como se pode constatar na Figura 3.5, apresentam zonas com diferentes níveis de refinamento na direção da espessura. Junto da extremidade da frente fenda, encontra-se a zona de maior refinamento de malha, na qual incide o estudo, e onde são expectáveis elevados gradientes de tensão. Nas zonas mais afastadas da frente de fenda, utilizam-se elementos finitos de maiores dimensões, com o intuito de reduzir o tempo de simulação, já que nestas zonas mais afastadas da frente de fenda, a precisão dos resultados, para o estudo em questão, não é tão relevante.

As malhas foram concebidas a partir de elementos hexaédricos de 8 nós. A malha do provete M(T) apresentava um total de 67830 elementos finitos e 73152 nós. A zona mais refinada das malhas foi constituída com elementos quadrados de 2 μm de lado, organizados numa caixa de 18 por 18 elementos. Ao longo da frente de fenda, foram dispostas 96 camadas de elementos, com espessura variável. No cálculo da espessura, ao longo da frente de fenda, foi utilizada a seguinte expressão:

$$t_i = t_1 \cdot C^{(i-1)} \Leftrightarrow t_i = 0.5 \cdot 1.0753^{(i-1)} \quad (\mu\text{m}) \quad (3.1)$$

onde i representa o número da camada, t_1 representa a dimensão do elemento superficial na direção da espessura, e C representa uma constante. À superfície, zona na qual os gradientes de tensão são mais elevados, o nível de refinamento utilizado foi maior.

A malha do provete M(T)u foi composta por elementos finitos e nós, na ordem de 103719 e 11282, respetivamente. Enquanto que, a malha do provete M(T)v foi constituída por valores na ordem de 125664 elementos e 134130 nós.

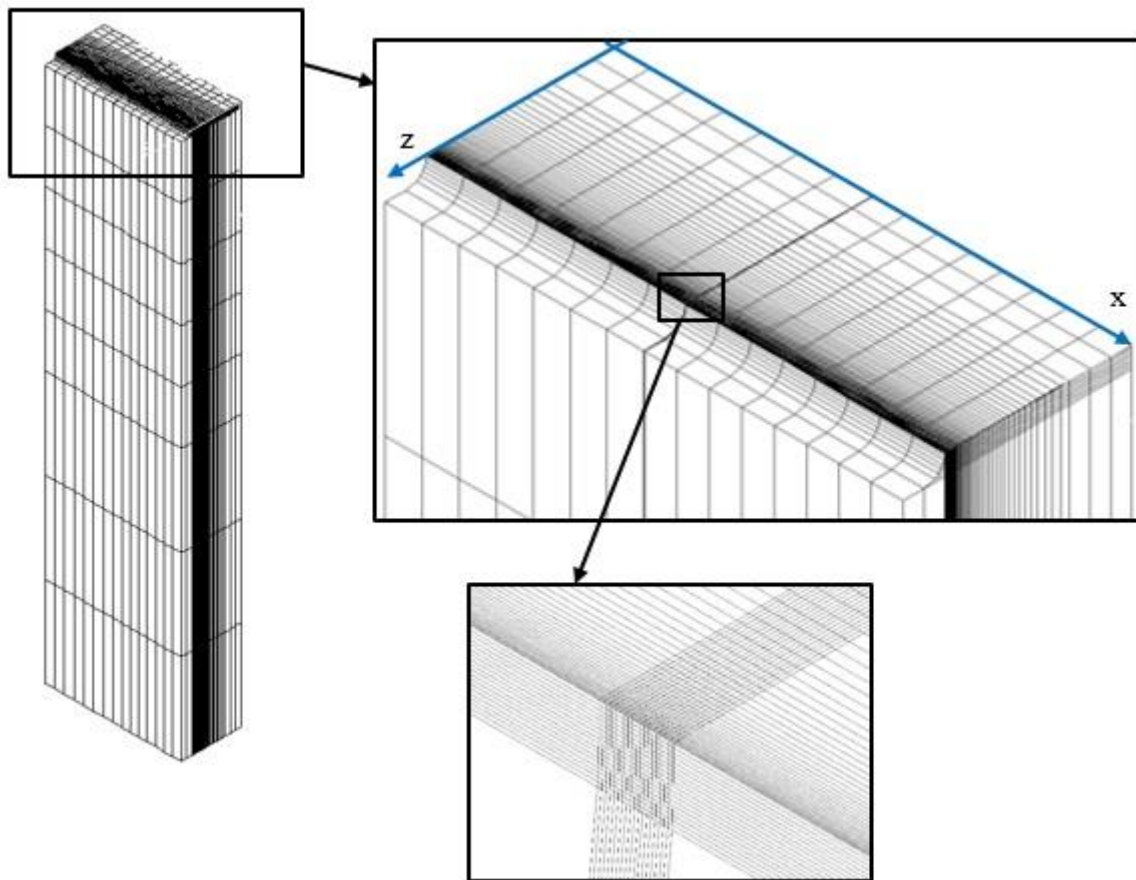


Figura 3.5. Exemplo de uma malha de elementos finitos utilizada, para o provete M(T)u.

Os dois modelos referidos anteriormente consideram diferentes comportamentos para o material. O modelo linear-elástico é definido pelo valor do módulo de elasticidade (E) e pelo coeficiente de Poisson (ν), apresentados na Tabela 3.1. Foi desenvolvido a partir do *software* comercial de elementos finitos COSMOS/M 2.0 (Cosmos, 1998). No fim de cada simulação, para facilitar a análise de resultados, foi utilizado um executável, desenvolvido em Visual Basic, que obtém as variáveis de triaxialidade de tensão ao longo da frente de fenda, de forma automática, e as guarda em ficheiros ASCII.

O modelo elasto-plástico é definido pelas constantes representadas na Tabela 3.1. Foi desenvolvido com base no *software* de elementos finitos, *Three-Dimensional Elasto-plastic Finite Element Program* (DD3IMP), desenvolvido pelo Grupo de Tecnologia da Universidade de Coimbra (Menezes e Teodosiu, 2000; Oliveira *et al.*, 2008). Neste trabalho, considerou-se um encruamento isotrópico descrito pelo critério de von Mises (1913), representado por:

$$(\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2 + (\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + 6\sigma_{yz}^2 + 6\sigma_{xz}^2 + 6\sigma_{xy}^2 = 2\sigma^2 \quad (3.2)$$

onde σ é a tensão de escoamento equivalente e σ_{xx} , σ_{yy} , σ_{zz} , σ_{xy} , σ_{xz} e σ_{yz} são as componentes efetivas do tensor das tensões. Sendo a componente isotrópica do encruamento, descrita pela lei de Swift (1952), representada pela seguinte expressão:

$$Y(\bar{\varepsilon}^p) = C(\varepsilon_0 + \bar{\varepsilon}^p)^n, \quad (3.3)$$

onde Y é a tensão de escoamento equivalente, $\bar{\varepsilon}^p$ é a deformação plástica equivalente e C , ε_0 e n são as constantes do material. A tensão de cedência, Y_0 , é definida por:

$$Y_0 = C(\varepsilon_0)^n, \quad (3.4)$$

Em cada simulação, a informação necessária é armazenada em ficheiros ASCII. De forma geral, temos:

- DD3_bcon.dat: condições de fronteira;
- DD3_input.dat: parâmetros de controlo para o funcionamento do programa;
- DD3_mat1.msh: material;
- DD3_mesh.msh: malha de elementos finitos;
- DD3_phase.dat: condições de carregamento.

No fim de cada simulação, são apresentados os valores das tensões e deformações dos nós da frente de fenda. De forma idêntica ao descrito para o modelo linear-elástico, foi desenvolvido um executável, em Visual Basic, que obtém de forma automática os respetivos valores de triaxialidade de tensão.

Para análise dos provetes M(T), M(T)u e M(T)v foi escolhido um aço macio. As suas propriedades estão indicadas na Tabela 3.1. (Numisheet, 1993).

Tabela 3.1. Propriedades do material (Numisheet, 1993).

Lei de Swift		Constantes elásticas	
Y_0 [MPa]	157.122	E [MPa]	206×10^3
C [MPa]	565.32	ν	0.3
n	0.2589		

3.3. Triaxialidade de tensão

Neste trabalho foi adotado o parâmetro h (Eq. (2.7)). Este parâmetro foi usado em estudos anteriores realizados no Grupo de Construções Mecânicas (Branco *et al.*, 2012a; Maia *et al.*, 2016) é um parâmetro bastante eficiente na análise do estado de triaxialidade de tensão em peças fissuradas.

No ajustamento das curvas h obtidas na direção da espessura, para as diferentes geometrias M(T), M(T)u e M(T)v, foram usadas funções logarítmicas de quinta ordem e por funções polinomiais de décima ordem:

$$h(Z) = a_0 + a_1 \ln(Z) + a_2 \ln(Z)^2 + a_3 \ln(Z)^3 + a_4 \ln(Z)^4 + a_5 \ln(Z)^5 \quad (3.5)$$

$$h(Z) = a_0 \cdot Z^{10} + a_1 \cdot Z^9 + a_2 \cdot Z^8 + (\dots) + a_8 \cdot Z^2 + a_9 \cdot Z + a_{10} \quad (3.6)$$

sendo a_0 - a_{10} constantes de ajustamento e Z a coordenada do nó da frente de fenda na direção da espessura da peça. É de referir que, como o número de camadas ao longo da frente de fenda é bastante elevado, e por isso temos uma evolução bem definida das curvas de h , optou-se, na maioria dos casos, por fazer um ajustamento parcial da curva, dando ênfase ao comportamento da curva na zona superficial.

Como foi referido anteriormente, neste trabalho foram estudadas diferentes variáveis geométricas para cada uma das peças fissuradas. No caso da espessura, do modelo de elementos finitos ($t/2$), estudaram-se valores entre 0,1 e 12 mm. Na Tabela 3.2 apresentam-se, em detalhe, os casos considerados.

Tabela 3.2. Valores de espessura estudados.

Caso	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18
Espessura, $t/2$ (mm)	0.1	0.125	0.175	0.25	0.4	0.75	1.25	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12

Em relação à geometria M(T)u, consideraram-se, para além da espessura ($t/2$), variáveis ao nível da profundidade (b) e raio de concordância (r) do entalhe. Na Tabela 3.3 apresentam-se os casos analisados.

Tabela 3.3. Valores de profundidade e raio de concordância estudados para a geometria M(T)u.

Caso	1	2	3	4	5
<i>b</i> (mm)	1	1	1	3	2
<i>r</i> (mm)	0.5	1	2	1	1

No caso da geometria M(T)v, consideraram-se, para além da espessura variáveis ao nível da profundidade (*b*) e ângulo de abertura (α) do entalhe, apresentados na Tabela 3.4.

Tabela 3.4. Valores de profundidade e raio de abertura do entalhe para a geometria M(T)v.

Caso	1	2	3	4
<i>b</i> (mm)	1	1	0.5	1
α (°)	60	45	45	30

3.4. Extensão da Camada Superficial

A extensão da camada superficial foi definida com base no parâmetro de triaxialidade de tensão, *h*. Como referido no Subcapítulo 2.4, este parâmetro varia entre 0 e 1, o que facilita a comparação de resultados. Na Figura 3.6 apresenta-se uma curva *h* genérica, que, de uma forma geral pode dividir-se em três regiões: região superficial, relativamente pequena, e caracterizada por elevados gradientes de tensão; região intermédia, onde os gradientes de tensão tendem progressivamente para um valor assintótico próximo da unidade; e região interior, sem gradientes de tensão significativos, e com uma extensão dominante relativamente às outras duas.

Neste trabalho adotou-se um critério global para quantificação das regiões identificadas e que tem por base a inclinação da curva *h*. Como se esquematiza na Figura 3.6, considerou-se que a transição entre a região superficial e a região intermédia ocorre quando a inclinação da curva *h* é igual a 50% sendo esta dimensão representada por S_1 (Maia *et al.*, 2016); considerou-se que a transição entre a região intermédia e a região interior tem lugar quando a inclinação da curva *h* atinge os 10% e sendo esta dimensão representada por S_2 (Branco *et al.*, 2012a).

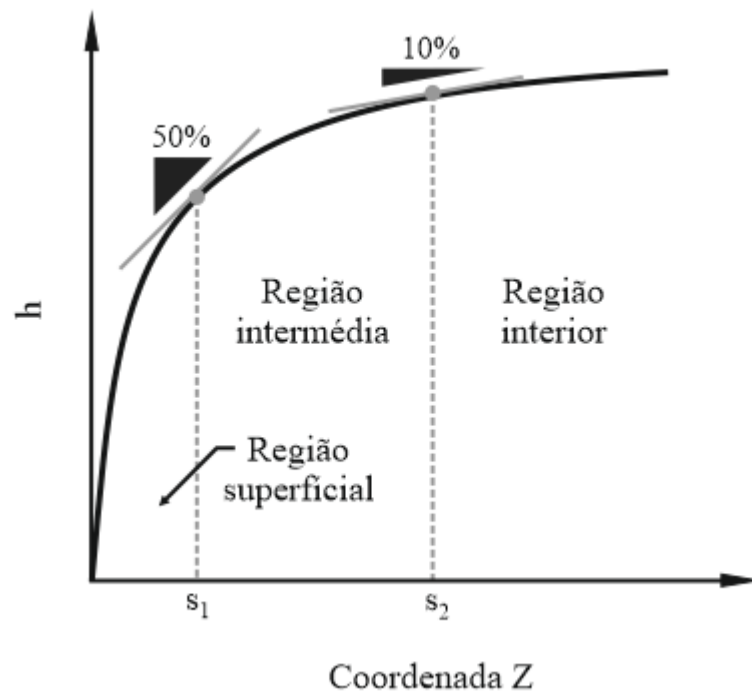


Figura 3.6. Definição dos critérios usados para a quantificação da extensão da camada superficial.

4. APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DE RESULTADOS

No presente capítulo são apresentados os resultados referentes ao estudo da extensão da camada superficial em geometrias planas fissuradas com entalhes severos.

Inicialmente, faz-se um estudo que visa otimizar a malha de elementos finitos. Neste trabalho, a atenção centra-se no nível de refinamento da malha ao longo da espessura, e também no comprimento mínimo dos elementos superficiais.

Posteriormente, é realizada uma análise dos resultados de triaxialidade obtidos a partir dos modelos linear-elástico e elasto-plástico descritos no Capítulo 3. Com base nestes resultados, obtêm-se as extensões da camada superficial, para as geometrias $M(T)$ normalizadas e geometrias $M(T)$ com entalhes laterais em U e V. A análise efetuada estuda o efeito de diferentes variáveis, tais como a espessura, o comprimento de fenda, a geometria do entalhe, o nível de carga, e o comportamento do material.

4.1. Refinamento da malha para o estudo de Triaxialidade

Como descrito em Branco *et al.*, (2012a) e Maia *et al.*, (2016), a densidade da malha, particularmente na direção da espessura, é um parâmetro essencial para uma correta obtenção dos valores de triaxialidade ao longo da frente de fenda. Não é apenas necessário que a malha contenha um número elevado de camadas ao longo da espessura; é também importante que as camadas à superfície tenham dimensões relativamente pequenas. De um modo geral, junto à superfície, os elementos devem ter pequenas dimensões, na ordem de alguns *microns*, as quais podem aumentar, de forma suave, à medida que se avança para o interior da peça. A importância do refinamento da malha na obtenção dos valores de triaxialidade de tensão, dados através do parâmetro h , pode ver-se na Figura 4.1 observa-se, de forma clara, a importância do refinamento quando se comparam as curvas h obtidas para 39 camadas uniformes e não uniformes com a curva h obtida para a disposição de camadas adotada neste trabalho. Esta compara três malhas distintas: uma malha com 39 camadas uniformes ao longo da espessura; uma malha com as mesmas 39 camadas dispostas não uniformemente; e a malha com 98 camadas adotada neste trabalho. Os resultados foram

obtidos para um provete M(T) com espessura ($t/2$) de 2 mm e frente de fenda reta de comprimento (a) igual a 10 mm.

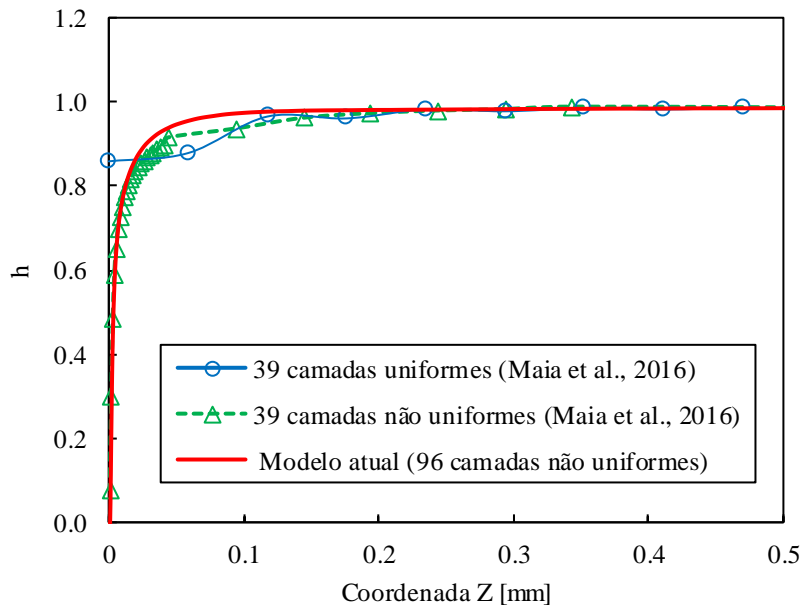


Figura 4.1. Comparação da curva h obtida com camadas uniformes ao longo da espessura com o modelo atual ($a = 10$ mm; $t/2 = 2$ mm).

Como se constata no gráfico da Figura 4.1, a curva h obtida para as camadas uniformes difere significativamente na zona superficial relativamente à curva h do modelo atual. Nessa zona, os resultados obtidos afastam-se dos valores expectáveis (próximos de 0). No entanto, para zonas interiores, não existe uma diferença substancial. A curva a verde, obtida a partir de 39 camadas não uniformes, apesar de ter uma tendência próxima do esperado, apresenta alguma oscilação na *zona de transição*, o que não acontece na curva de h obtida com o modelo atual, que é bastante mais refinado. Além disso, deve ainda salientar-se que relativamente aos dois modelos com 39 camadas, embora o esforço computacional seja igual, a qualidade dos resultados de triaxialidade é muito diferente, particularmente junto à superfície. Isso mostra de forma inequívoca a importância do refinamento superficial.

Relativamente ao tamanho dos elementos superficiais, sabe-se que a partir de um determinado valor, existe uma convergência nos valores de h . Por outras palavras, a partir de um determinado comprimento mínimo dos elementos superficiais, observa-se uma sobreposição perfeita entre as várias curvas de h . Segundo Maia *et al.* (2016), a convergência é obtida para tamanhos dos elementos superficiais na ordem de 1 μ m. Na Figura 4.2 são comparados os valores de h , para comprimentos dos elementos à superfície iguais a 0.25 μ m

e $0.50 \mu\text{m}$, e verifica-se, claramente, que não há qualquer diferença entre os resultados obtidos.

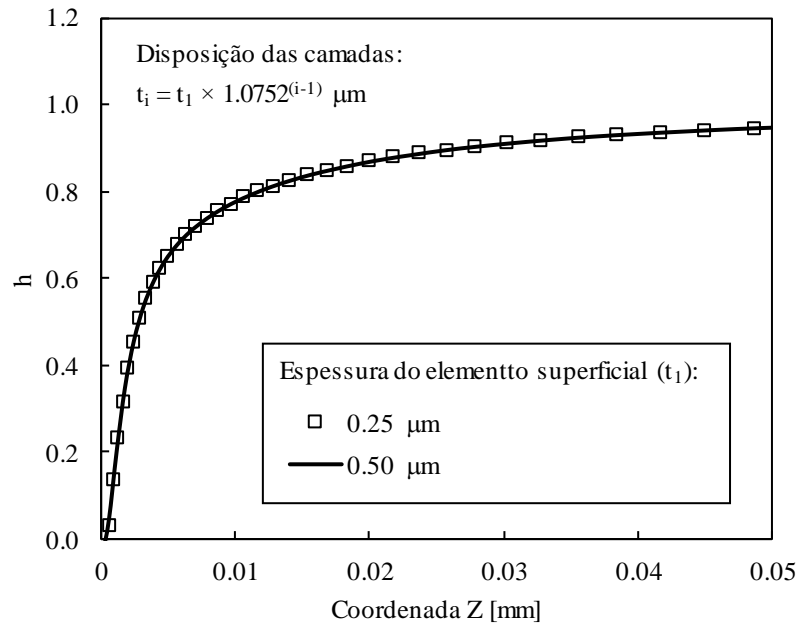


Figura 4.2. Comparação da curva h para diferentes comprimentos de elementos.

No que diz respeito à disposição das restantes camadas da malha na direção da espessura, estas foram definidas através de uma função semelhante à adotada nos estudos de Branco *et al.* (2012a) e Maia *et al.* (2016), e dada pela Eq. ((3.1)). Tal como nos trabalhos referidos, verificou-se também que é possível obter convergência nos valores de h se forem adotados valores de C ligeiramente superiores a 1. Na Figura 4.3, comparam-se diferentes valores de C , considerando em ambos os casos o mesmo valor de t_1 ($0.5 \mu\text{m}$).

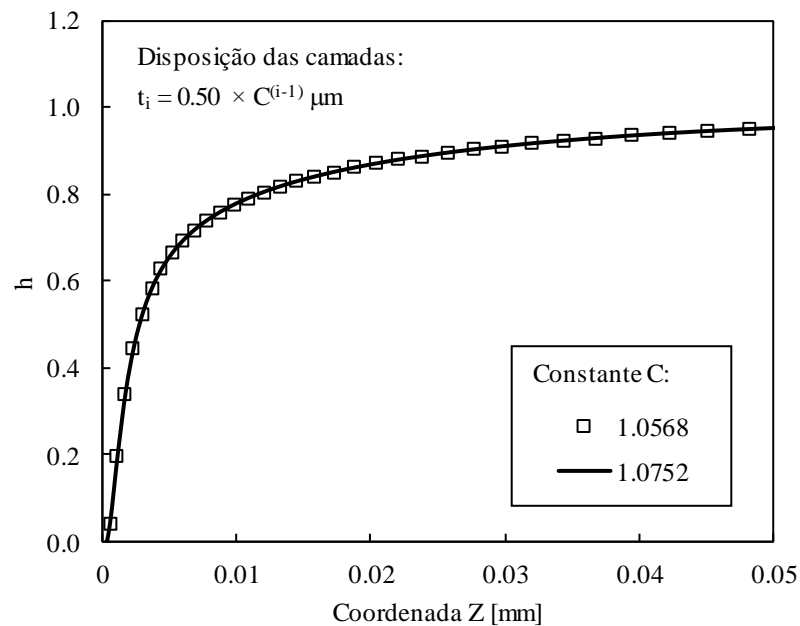


Figura 4.3. Comparação da curva h para diferentes valores de c .

Através da análise do gráfico, observa-se claramente que ambas as curvas são perfeitamente coincidentes.

4.2. Resultados elásticos

4.2.1. Provete M(T)

4.2.1.1. Comprimento de fenda, a

A Figura 4.4 mostra o efeito do comprimento de fenda na evolução da curva h num provete M(T) com uma espessura de 2.5 mm. Foram representadas as curvas h para casos com frentes de fenda retas com comprimentos iguais a 2, 10 e 15 mm. Todas as curvas h tendem para valores próximos de 1. Para maiores valores de comprimento de fenda, observa-se um rápido aumento na evolução da curva, caracterizado por um maior declive junto à superfície; para menores valores de comprimento de fenda observa-se, um aumento mais lento e progressivo.

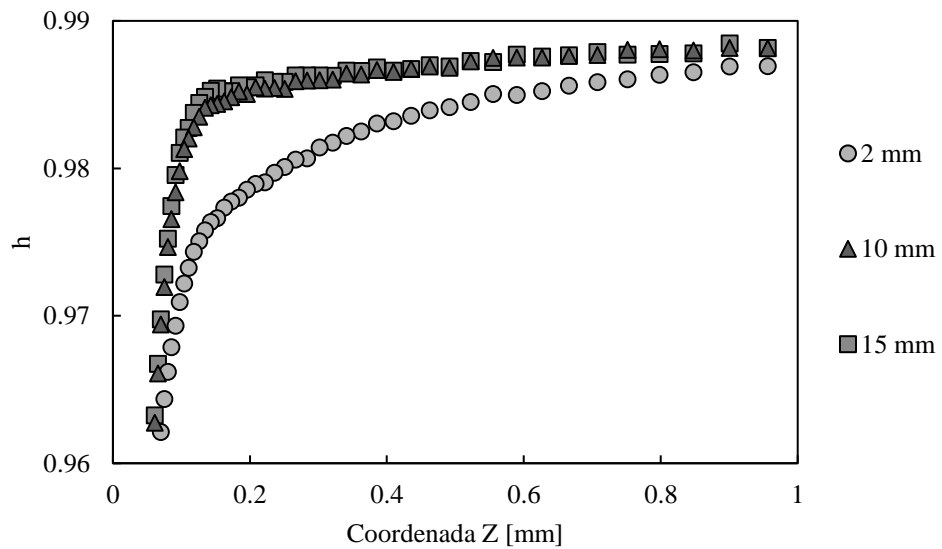


Figura 4.4. Comparação da curva h obtida, através do modelo linear-elástico, para comprimentos de fenda de 2, 10 e 15 mm ($t/2 = 2.5$ mm).

4.2.1.2. Efeito da Espessura, t

Na Figura 4.5, encontram-se representadas as curvas h , obtidas através do modelo elástico, para espessuras iguais a 0.25, 5 e 10 mm. Nos três casos, foi considerado um comprimento de fenda igual a 12.5 mm. É possível verificar que as curvas apresentam comportamentos muito idênticos. Existe apenas uma ligeira diferença na *zona de transição*, que se pode observar claramente na Figura 4.5. Deve, também, salientar-se que as curvas tendem para valores assintóticos diferentes, o que significa que os valores máximos das curvas, registados na zona mais interior do modelo, são também diferentes. Além disso, esta figura mostra que o valor da camada superficial tenderá a ser afetado pela espessura, pois esta tem influência nas curvas h .

Na Figura 4.6 é representada a evolução do valor máximo de h obtido para espessuras entre 0.1 e 12 mm. É possível notar uma tendência da curva para valores próximos de 1. Inicialmente, para pequenos valores de t , observa-se um rápido aumento na evolução da curva. Numa segunda fase, para maiores valores de t , observa-se um aumento mais lento e progressivo.

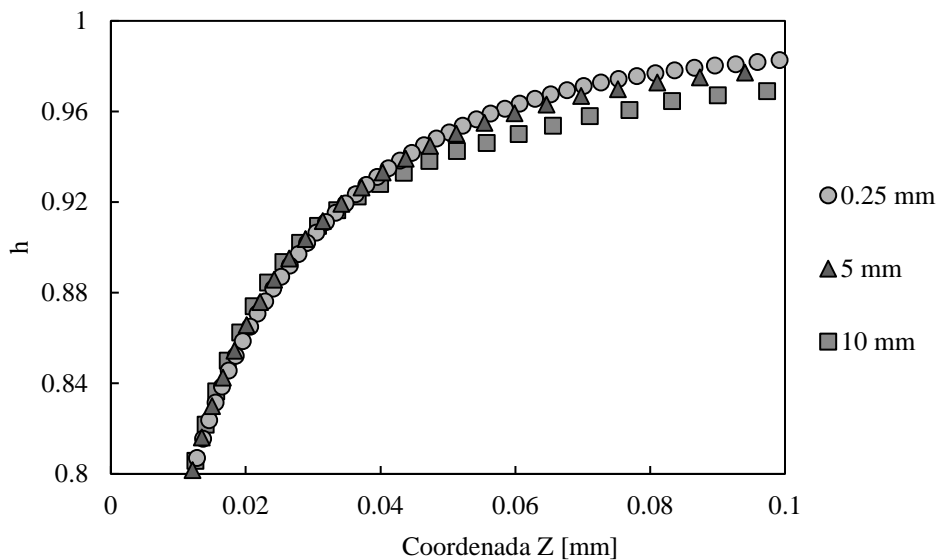


Figura 4.5. Comparação da curva h obtida, através do modelo linear-elástico, para três valores de espessura (0.25, 5 mm, e 10 mm) e idêntico comprimento de fenda ($a = 12.5$ mm).

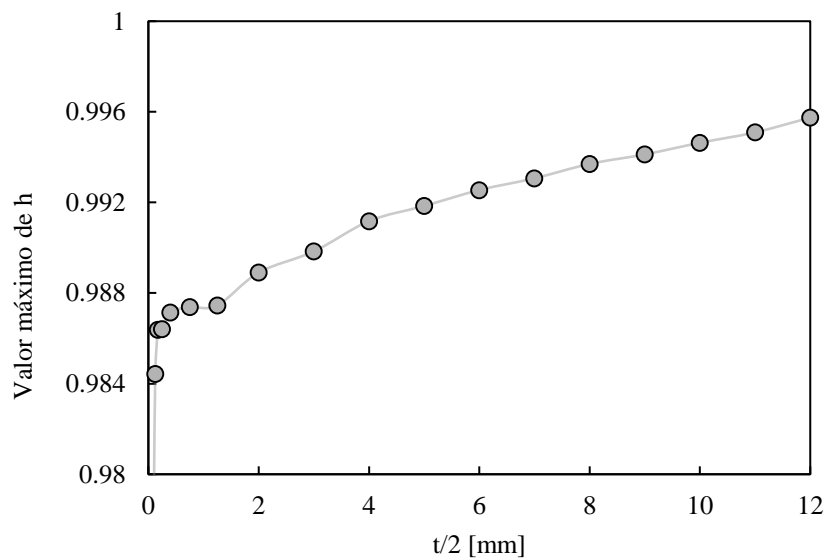


Figura 4.6. Comparação da curva do valor máximo de h obtido, através do modelo linear-elástico, para uma espessura ($t/2$) entre 0.1 e 12 mm e idêntico comprimento de fenda ($a = 12.5$ mm).

Na Figura 4.7 apresentam-se os valores obtidos para S_1 . Existe uma tendência idêntica à observada na literatura (Maia *et al.*, 2016), uma vez que para espessuras mais elevadas, superiores a 2 mm, é verificada uma estabilização dos valores obtidos para a extensão da camada superficial. Por outro lado, para valores de espessura mais reduzidos, essa extensão apresenta maior dimensão, e também alguma oscilação. A estabilização, como se pode constatar, ocorre para espessuras superiores a 1-2 mm.

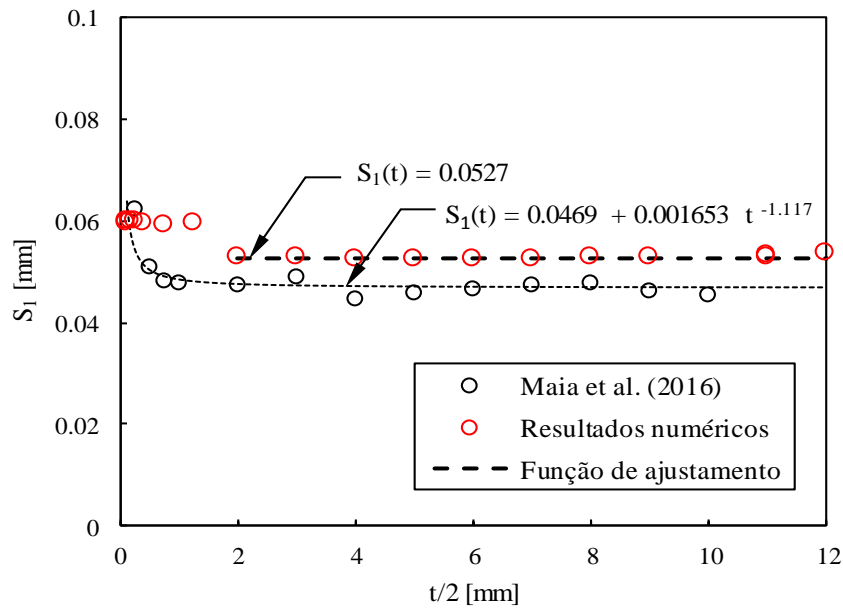


Figura 4.7. Efeito da espessura na extensão da camada superficial para o modelo linear-elástico.

Além disso, com o modelo atual, os valores de S_1 obtidos são bastante estáveis para espessuras superiores a 1-2 mm, o que não é observável nos resultados de Maia *et al.* (2016) onde se regista uma pequena oscilação. No entanto, para espessuras de valor reduzido, os resultados obtidos aumentam de uma forma menos progressiva do que no estudo de Maia *et al.* (2016). Devido às incertezas nos valores obtidos para espessuras inferiores a 2 mm, é proposta uma função de ajustamento, representada na Figura 4.7, para resultados de espessura superiores a 2 mm. A constante proposta para este intervalo foi obtida através da média dos valores de S_1 para espessuras superiores ou iguais a 2 mm.

O valor estável que é proposto, em relação ao valor assintótico da literatura, apresenta uma diferença de 11%. Esta diferença pode ser explicada pelo facto das curvas h apresentadas na Figura 4.1 não serem perfeitamente coincidentes, devido à utilização de modelos numéricos com diferentes números de camadas.

Na Figura 4.8 são representados os valores obtidos para S_2 . Este é um critério proposto na literatura com a finalidade de considerar a camada superficial e a camada intermédia, pelo que corresponde a valores de S muito superiores aos verificados em S_1 . É visível, para valores de espessura maiores que 4 mm, um aumento dos valores obtidos para a extensão da camada superficial, sendo que posteriormente os valores tendem a estabilizar.

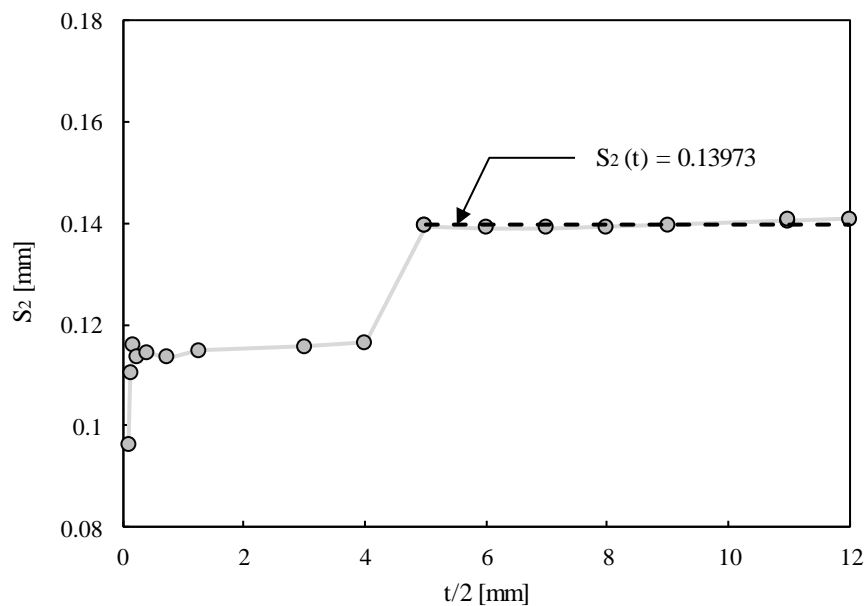


Figura 4.8. Efeito da espessura na extensão da camada intermédia para o modelo linear-elástico.

4.2.2. Efeito dos entalhes laterais

Na Figura 4.9, encontram-se representadas as curvas de triaxialidade de tensão obtidas para as geometrias: M(T), M(T)u e M(T)v. Neste caso, foi considerado o mesmo valor de espessura no plano da fenda para as três situações ($t/2 = 2$ mm), e um comprimento de fenda igual a 12.5 mm. Constata-se que há bastante diferença entre o comportamento das curvas h para provetes sem e com entalhe. Em relação à evolução da curva, nos casos com entalhe é notória uma aproximação rápida para valores próximos de 1 e, posteriormente, uma estabilização, ao contrário do caso sem entalhe, onde a aproximação acontece mais tardiamente. Em relação ao valor máximo de h , é na geometria com entalhe em V que este se encontra.

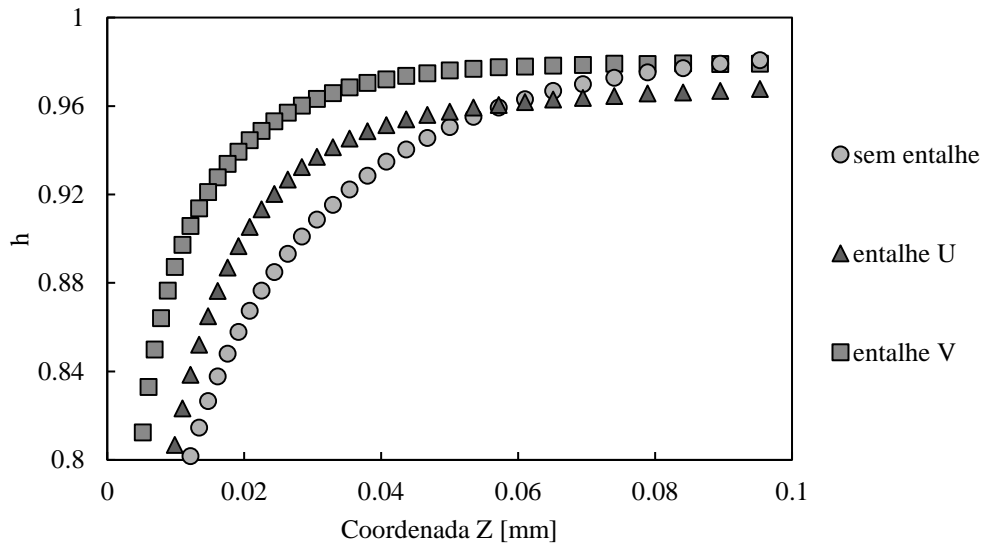


Figura 4.9. Comparação da curva h obtida, através do modelo linear-elástico, para diferentes entalhes laterais, considerando igual espessura no plano da fenda ($a = 12.5$ mm; $t/2 = 2$ mm).

Na Figura 4.10 são representadas as curvas h obtidas para uma geometria M(T)u com iguais valores de t e b . O parâmetro estudado, neste caso, foi o raio de entalhe. Pode observar-se o efeito deste parâmetro nas curvas h , contribuindo para um aumento dos valores de h em zonas mais interiores, para raios de entalhe menores.

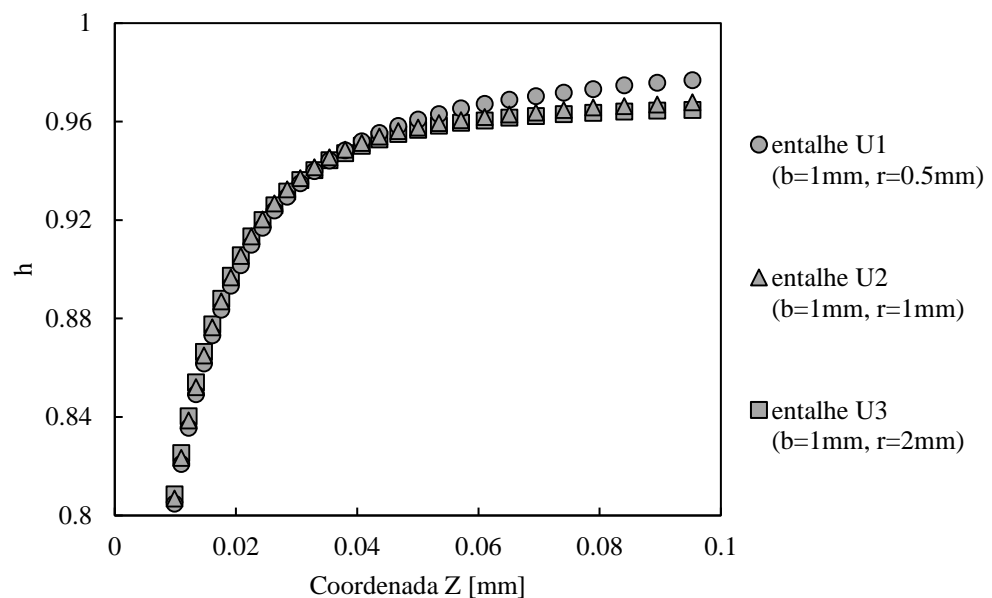


Figura 4.10. Comparação da curva h obtida, através do modelo linear-elástico, com entalhe lateral em U para uma profundidade de entalhe (b) igual a 1 mm e valores de raio de entalhe variáveis ($a = 12.5$ mm; $t/2 = 2$ mm).

O efeito da profundidade do entalhe (b) nas curvas h pode ser analisado na Figura 4.11. Nesta figura apresentam-se duas curvas h obtidas para dois valores diferentes de profundidade ($b = 2$ mm e $b = 1$ mm) e igual valor do raio do entalhe ($r = 1$) para um provete M(T) com entalhe em U com espessura de 2 mm. Como se pode verificar não há um grande efeito deste parâmetro no valor da triaxialidade de tensão, e por conseguinte, não será expectável um grande efeito nos valores de S .

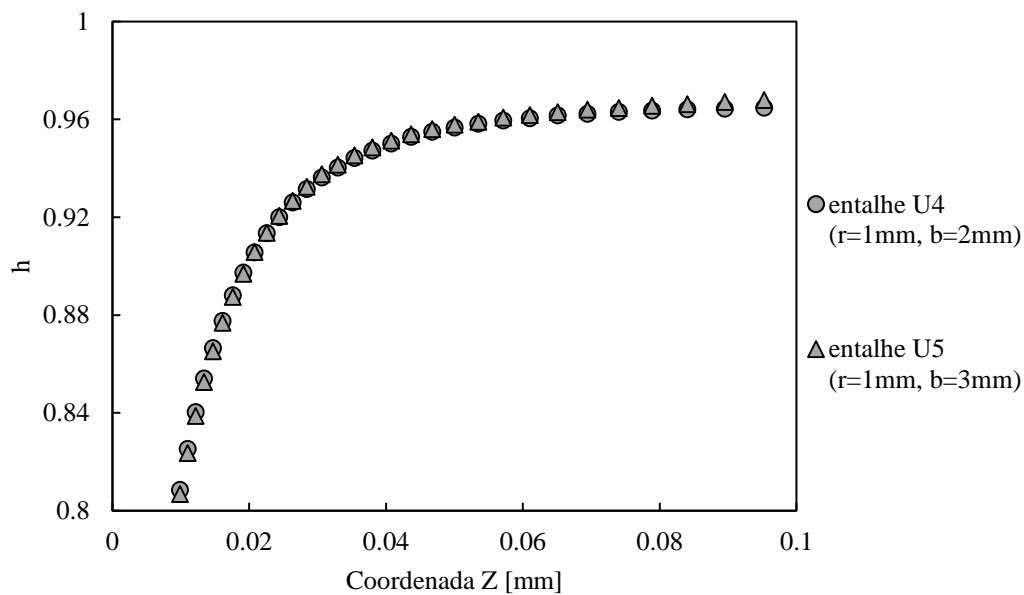


Figura 4.11. Comparação da curva h obtida, através do modelo linear-elástico, considerando um entalhe lateral em U com um raio de entalhe (r) igual a 1 mm e diferentes valores de b ($a = 12.5$ mm; $t/2 = 2$ mm).

Na Figura 4.12, encontram-se representadas as curvas h obtidas para uma geometria M(T)v com iguais valores de t e b mas diferentes valores do ângulo do entalhe (α). Observa-se que para pequenos valores de α , a curva tem um declive mais acentuado na região superficial. Além disso, quanto maior for α , menor é o declive junto à superfície e menor é o valor máximo de h obtido na zona interior. Estes resultados são expectáveis já que a redução de α introduz maior concentração de tensões no plano da fenda, o que se reflete num estado de triaxialidade de tensão mais complexo.

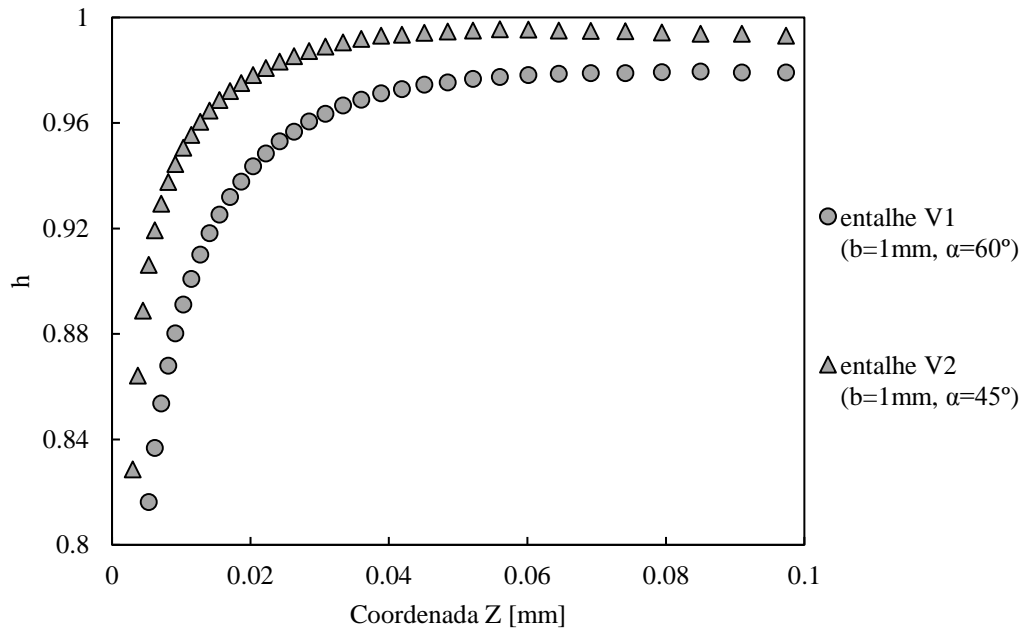


Figura 4.12. Comparação da curva h obtida, através do modelo linear-elástico, considerando um entalhe lateral em V com uma profundidade de entalhe (b) igual a 1 mm e ângulo de abertura de entalhe variável ($\alpha = 12.5$ mm; $t/2 = 3$ mm).

No que diz respeito à profundidade do entalhe em V, o seu efeito é idêntico ao observado para o entalhe em U. Na Figura 4.13 comparam-se duas curvas h obtidas para um provete com espessura de 3 mm, entalhe em V com ângulo igual a 45° , com profundidades iguais a 1 mm e 0.5 mm. Como se constata, o efeito deste parâmetro nas curvas h , embora exista, é limitado, pois as curvas são coincidentes.

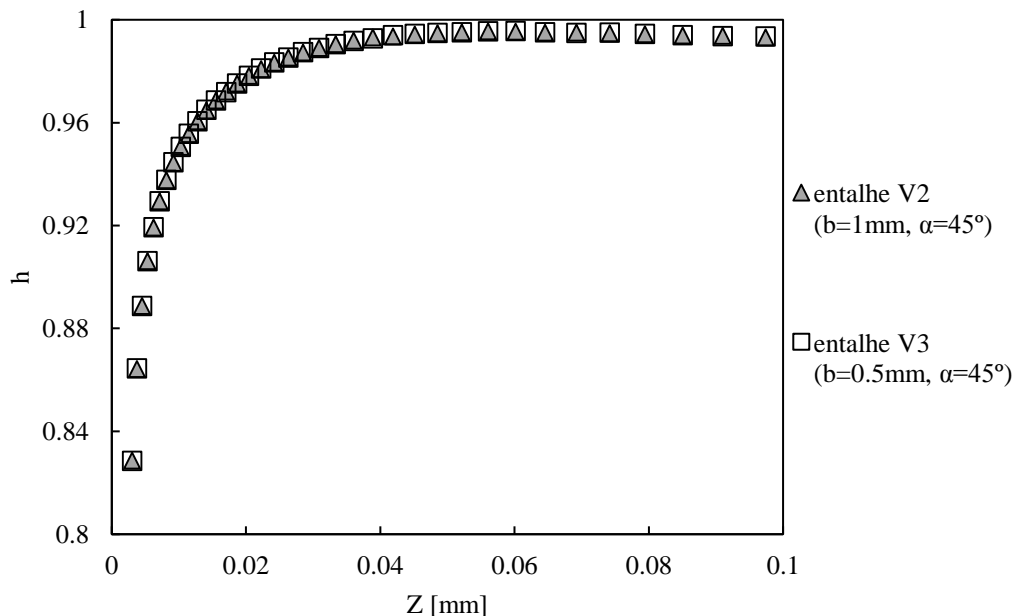


Figura 4.13. Comparação da curva h obtida, através do modelo linear-elástico, considerando um entalhe lateral em V com um ângulo do entalhe (α) igual a 45° e profundidade variável ($\alpha = 12.5$ mm; $t/2 = 3$ mm).

Na Figura 4.14, comparam-se os efeitos do entalhe lateral em U no valor máximo de h . Observa-se uma estabilização das curvas para a maior parte dos casos analisados. É evidente a diferença entre o caso sem entalhe e os restantes casos com entalhe. O valor máximo de h é claramente superior para os casos com entalhe e, além disso, tende a estabilizar rapidamente para valores de espessura na ordem de 2 mm. Observa-se, também, que nos casos com entalhe, os valores máximos de h atingem valores iguais a 1, o que não se obtém para o provete M(T) mesmo para espessuras de 12 mm.

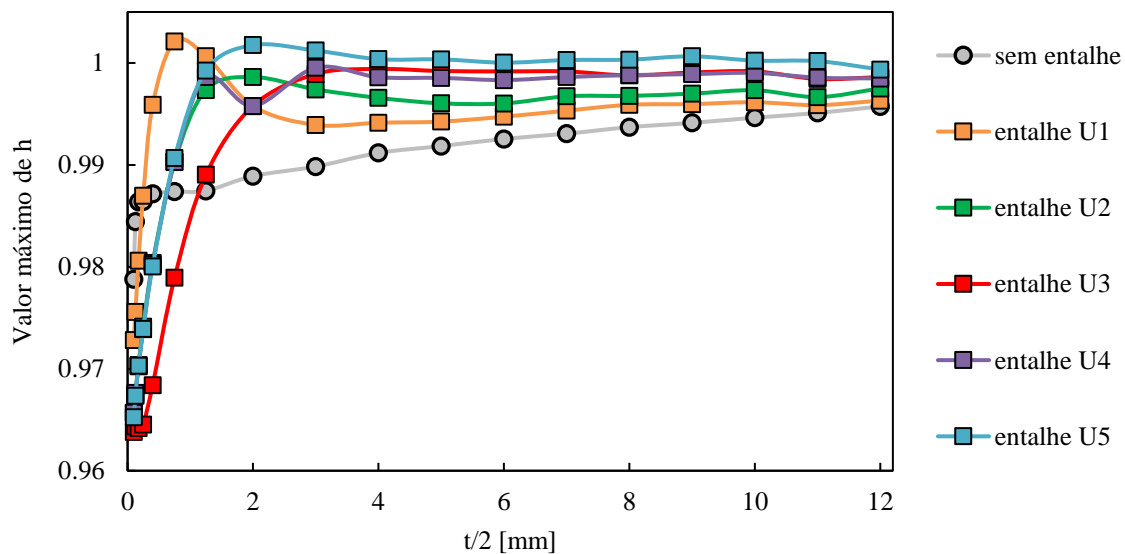


Figura 4.14. Evolução do valor máximo de h para os casos com entalhe em U estudados.

Na Figura 4.15 são apresentados os resultados do valor máximo de h para os casos com entalhe lateral em V estudados. É possível observar comportamentos distintos. No caso do entalhe V1, há um aumento progressivo do valor máximo de h à medida que a espessura aumenta. Nos restantes casos, o valor máximo de h é aproximadamente idêntico ao longo de toda a espessura. É também curioso verificar que para espessuras superiores a aproximadamente 3 mm, as curvas obtidas para os casos com entalhe seguem tendências muito próximas. Por outro lado, comparando o resultado da Figura 4.14 e Figura 4.15 pode constatar-se que os valores mais elevados de h são obtidos para os casos com entalhes em U.

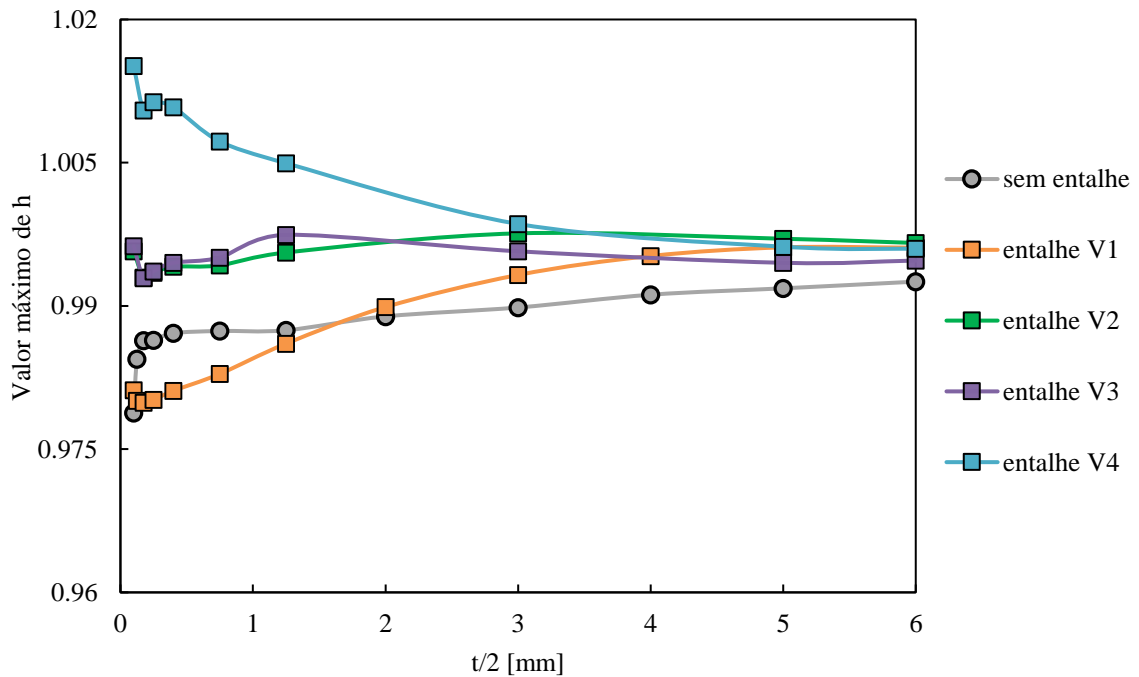


Figura 4.15. Evolução do valor máximo de h para os casos com entalhe em V estudados.

Na Figura 4.16 comparam-se os valores de S_1 , obtidos para diferentes valores de espessura para as várias geometrias de entalhe em U estudadas. Há uma tendência idêntica à observada no Subcapítulo 4.2.1.2. Como se pode ver, os valores da extensão da camada superficial tendem a ser aproximadamente constantes ao longo da espessura. Além disso, nota-se uma clara redução do valor de S_1 para os casos com entalhe, o que vai de encontro ao observado na Figura 4.9. Nesse sentido, o valor obtido para o provete M(T) pode ser considerado como um valor majorante. Além disso, este é um resultado expectável já que a presença de entalhes laterais contribui para uma transição mais acelerada entre estado plano de tensão e estado plano de deformação, o que se prova também com estes resultados.

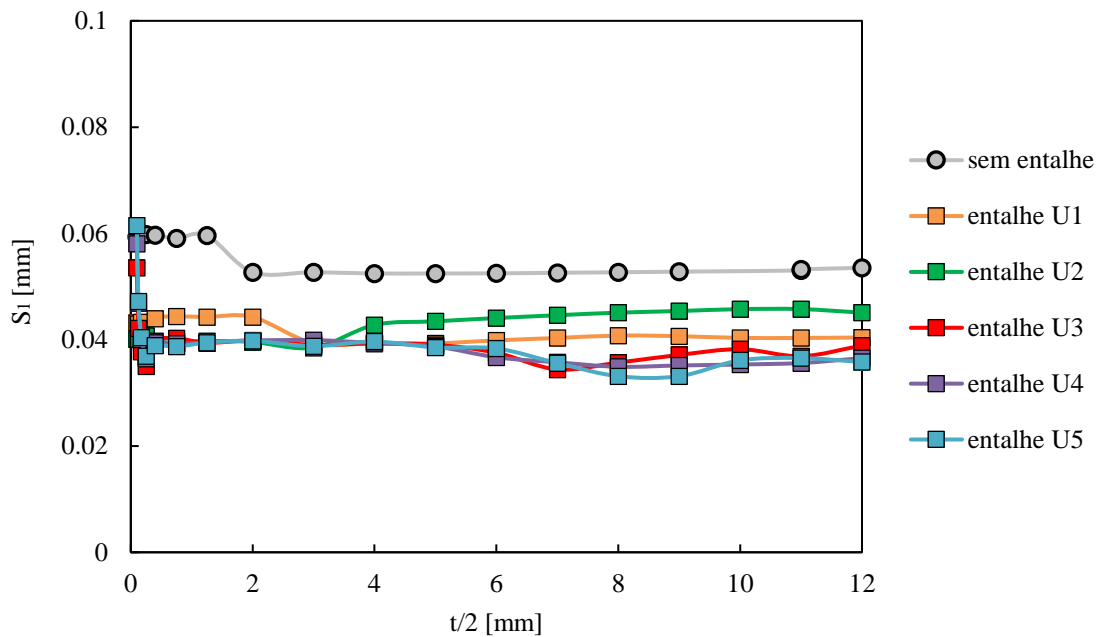


Figura 4.16. Comparação dos valores de S_1 para a geometria M(T)u.

Na Figura 4.17 são apresentados os valores obtidos para S_1 para a geometria M(T)v. Neste caso observa-se, ao longo da toda a espessura, valores da extensão da camada superficial praticamente constantes. Também, para este tipo de entalhe, os valores de S_1 são inferiores aos obtidos para o provete M(T), o que está de acordo com os resultados apresentados na Figura 4.9. Deve, ainda, salientar-se que os valores de S_1 são claramente afetados por α , o que vai de encontro ao que se observou na Figura 4.12, já que à medida que o ângulo de entalhe diminui, os valores de S_1 seguem igual tendência.

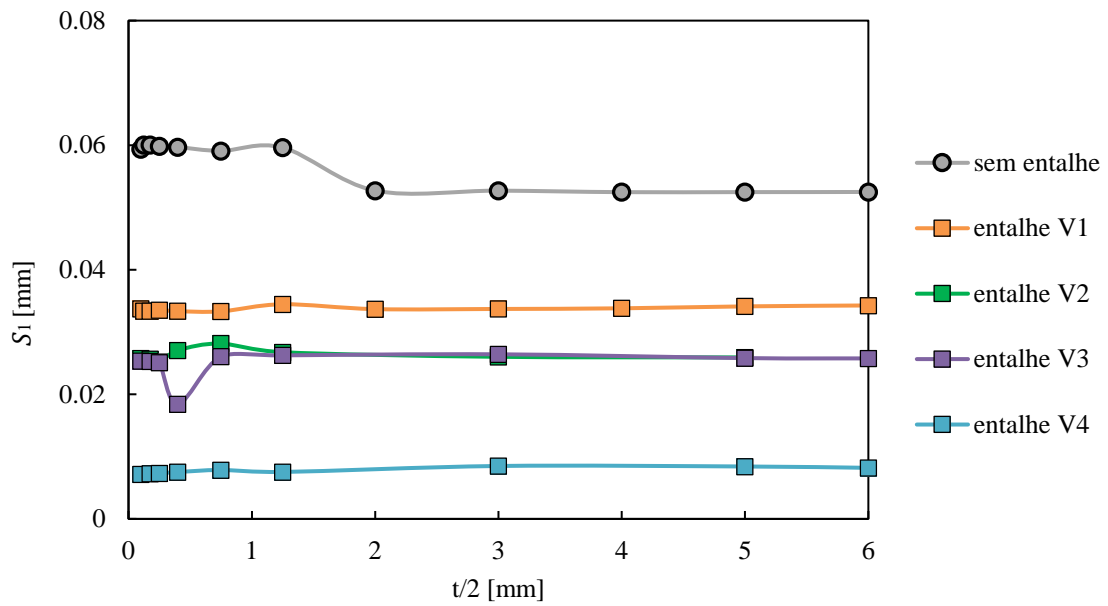


Figura 4.17. Comparação dos valores de S_1 para a geometria M(T)v.

Na Figura 4.18, comparam-se os valores de S_2 obtidos para diferentes valores de espessura para as várias geometrias de entalhe em U estudadas. Observa-se, de forma clara, uma grande diferença da ordem de grandeza dos valores da extensão da camada superficial entre S_2 e S_1 (Figura 4.16). Em ambos os critérios, os valores seguem uma tendência constante ao longo da espessura. Também S_2 corrobora a observação da Figura 4.9, pois é evidente uma redução do valor de S_2 para os casos com entalhe e conseqüentemente o valor obtido para o provete M(T) pode ser considerado como um valor majorante.

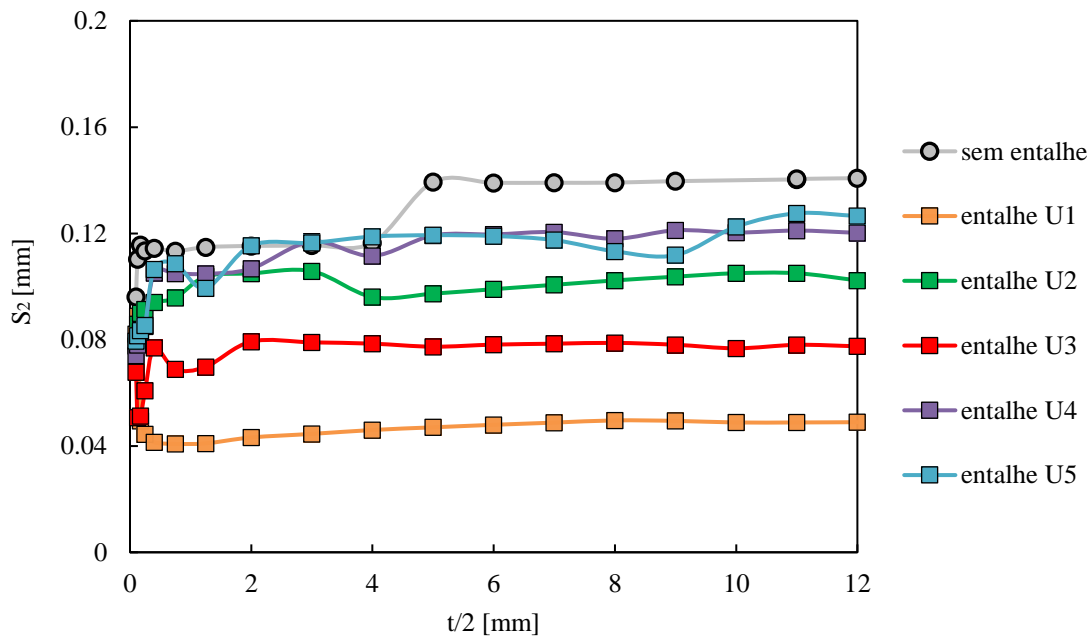


Figura 4.18. Comparação dos valores de S_2 na geometria M(T)u.

Na Figura 4.19 são apresentados os valores obtidos para S_2 para a geometria M(T)v. Observa-se que os valores da extensão da camada superficial são, em geral constantes ao longo da toda a espessura. Também, para este tipo de entalhe, os valores de S_2 são inferiores aos obtidos para o provete M(T), o que está de acordo com os resultados apresentados na Figura 4.9. É, de facto, evidente que os valores de S_2 são claramente afetados por α , como se pode ver na Figura 4.12, pois uma diminuição do ângulo de entalhe será traduzida numa diminuição dos valores de S_2 .

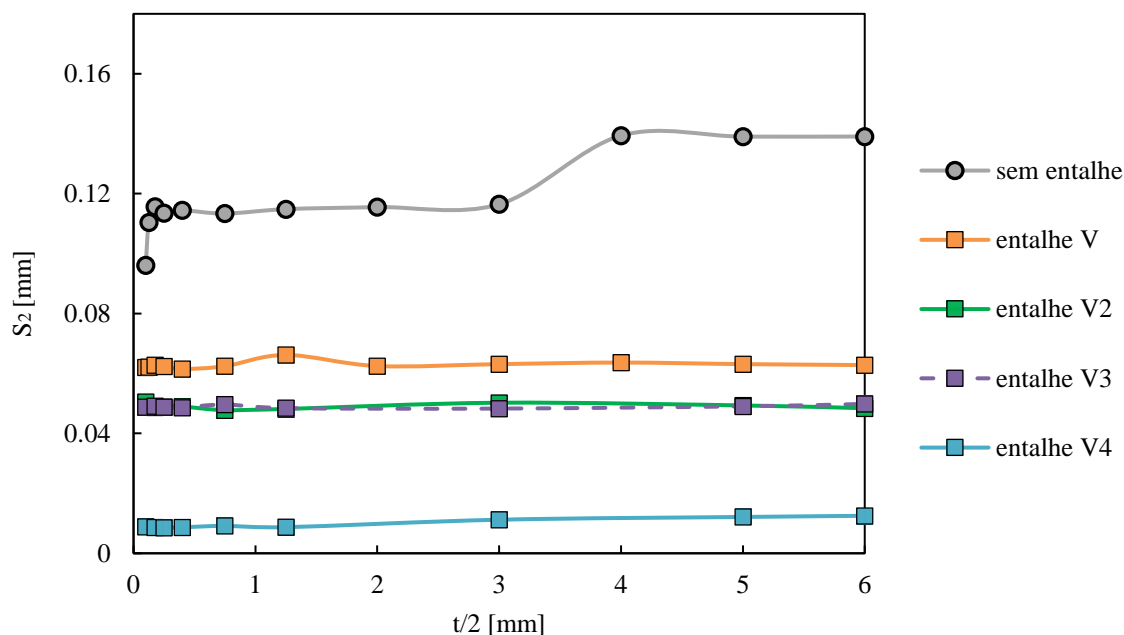


Figura 4.19. Comparação dos valores de S_2 para a geometria M(T)v.

4.3. Resultados Elasto-Plásticos

O modelo elasto-plástico utilizado neste trabalho foi aplicado ao estudo do comprimento de fenda, da tensão aplicada, dos efeitos da espessura e entalhes laterais. Em todos os casos estudados foram consideradas frentes de fenda retas. No estudo do efeito dos entalhes laterais foram efetuadas simulações para espessuras entre 0.1 e 5 mm, aplicando tensões remotas de 8.43, 21.07 e 42.14 MPa para cada espessura, mantendo-se o comprimento de fenda igual a 12.5 mm.

4.3.1. Provete M(T)

4.3.1.1. Efeito do Comprimento de Fenda, a

A Figura 4.20 mostra o efeito do comprimento de fenda na evolução da curva h num provete M(T) com uma espessura de 2.5 mm e uma tensão igual a 21.07 MPa. Foram representadas as curvas h para comprimentos de fenda iguais a 2 e 12.5 mm. Como se pode ver, recorrendo-se ao modelo elasto-plástico, verifica-se que um aumento do valor de comprimento de fenda origina maiores valores da extensão da camada superficial. Para menores valores de a , a curva h apresenta um menor declive junto á superfície e tende para valores assintóticos mais baixos, que, por sua vez, são claramente inferiores aos registados

com o modelo linear-elástico (Figura 4.4). Como a curva h tende a aumentar com o comprimento de fenda, e com o objetivo de reduzir o número de simulações, optou-se por considerar um valor $a_0 = 12.5$ mm (o que é já um fenda relativamente grande) nos restantes casos simulados.

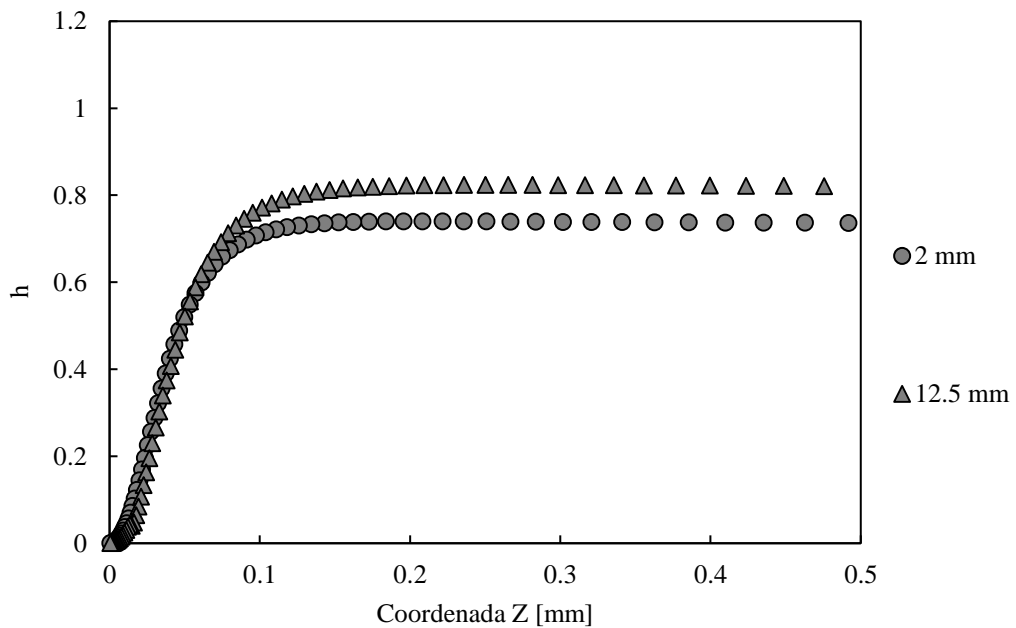


Figura 4.20. Comparação da curva h obtida, através do modelo elasto-plástico, para comprimentos de fenda de 2 e 12.5 mm ($t/2 = 2.5$ mm).

4.3.1.2. Efeito da tensão aplicada, σ

Na Figura 4.21 está representado o efeito da tensão remota na curva de triaxialidade de tensão num provete M(T) com uma espessura de 2.5 mm. As curvas h expostas consideraram tensões iguais a 74, 62, 50, 37 e 24 MPa. Graficamente é visível que à medida que a tensão aumenta, as curvas h seguem a mesma tendência. Para os níveis de tensão mais elevados, as curvas tendem a ser praticamente coincidentes, não existindo diferenças assinaláveis.

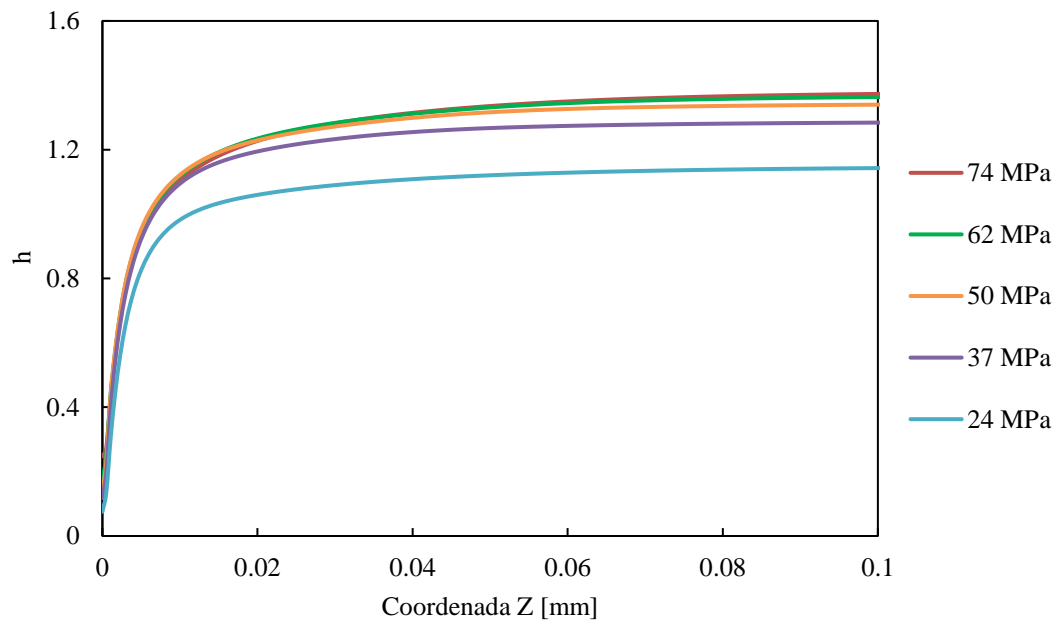


Figura 4.21. Comparação da curva h obtida, através do modelo elasto-plástico, para tensões remotas de 74, 62, 50, 37 e 24 MPa ($t/2 = 2.5$ mm).

4.3.1.3. Efeito da espessura, t

A Figura 4.22 encontram-se representadas as curvas h , obtidas através do modelo elasto-plástico, para espessuras iguais a 0.25, 5 e 10 mm. Nos vários casos, foi considerado um comprimento de fenda igual a 12.5 mm e uma tensão remota de 21.07 MPa. Verifica-se que as curvas apresentam comportamentos muito similares. Para menores valores de espessura, a curva apresenta um declive menor, ou seja, a extensão da camada superficial será maior do que para maiores valores de espessura. Neste caso, a curva representativa do caso $t = 10$ mm apresenta maiores valores de h . Tal como no modelo linear-elástico (ver Figura 4.5), também existirá efeito da espessura no valor da camada superficial obtido através deste modelo.

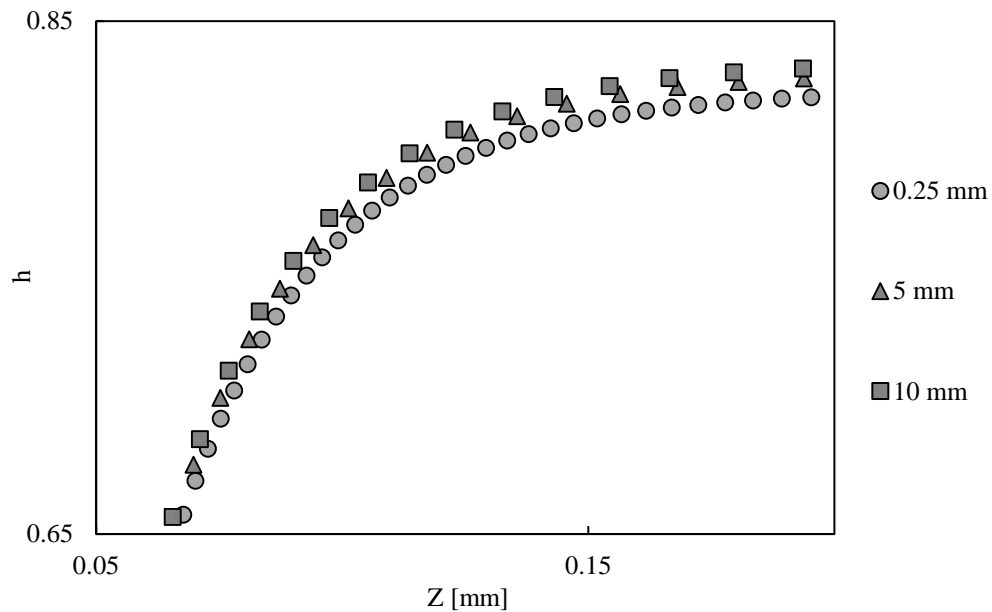


Figura 4.22. Comparação da curva h obtida, através do modelo elasto-plástico, para espessuras de 0.25, 5 e 10 mm.

Na Figura 4.23 é apresentada uma comparação dos valores de S_1 para o modelo linear elástico e elasto-plástico. Foi considerada uma tensão remota de 8.43 MPa para casos com espessuras a variar entre 0.1 a 12 mm. Observa-se uma certa estabilização, ao longo de toda a espessura, dos valores obtidos através do modelo elasto-plástico para a extensão da camada superficial. Inicialmente, para valores menores de espessura (inferiores a 0.06 mm), a extensão de S_1 apresenta menor dimensão, contrariamente ao que acontece no modelo linear-elástico.

A Figura 4.24 mostra a comparação dos valores obtidos S_2 . Como referido anteriormente, no Subcapítulo 4.3.1.3, os valores S_2 apresentados para ambos os modelos são superiores aos verificados para S_1 . No modelo elasto-plástico, para menores valores de espessura, a extensão da camada intermédia é aproximada ao modelo linear-elástico. Existe uma certa oscilação de valores entre 3 e 9 mm, embora as tendências sejam relativamente bem definidas. De referir que, os valores obtidos para a extensão são superiores no modelo elasto-plástico.

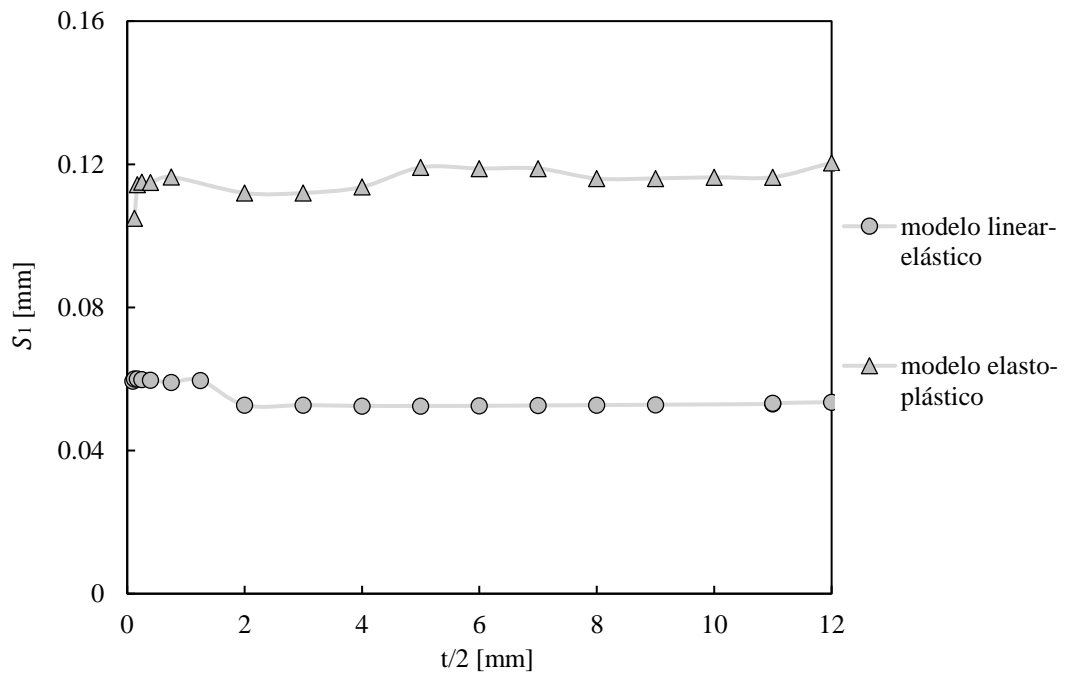


Figura 4.23. Comparação dos valores de S_1 , obtidos através do modelo linear-elástico e elasto-plástico, para um provete M(T).

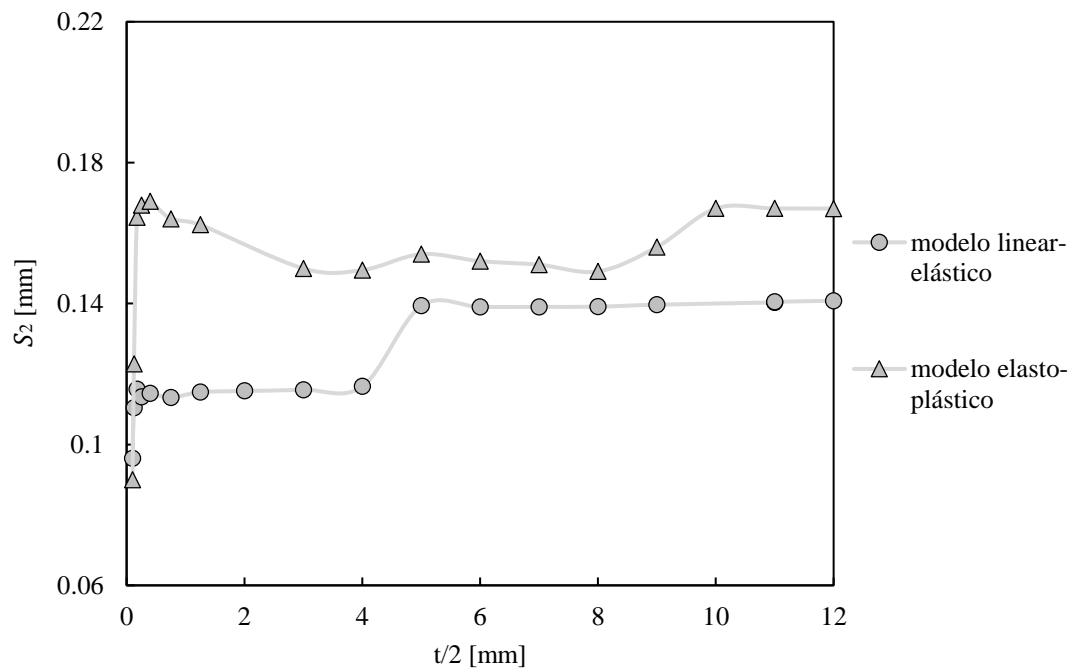


Figura 4.24. Comparação dos valores de S_2 , obtidos através do modelo linear-elástico e elasto-plástico, para um provete M(T).

Na Figura 4.25 comparam-se os valores de S_1 , obtidos através do modelo elasto-plástico, para diferentes valores de tensões remotas. Ao longo de toda espessura, observa-se que para maiores valores de tensão remota obtêm-se maiores valores para a extensão da camada superficial. Verifica-se que, para as tensões remotas de 8.34, 21.07 e 42.14 MPa, os valores de S são na ordem dos 110, 120 e 140 μm , respetivamente. Os valores de S_1 , obtidos através do modelo linear-elástico foram de 55 μm . Fica, portanto, demonstrando, que para o modelo elasto-plástico os valores da extensão da camada superficial são superiores.

Na Figura 4.26 são representados os valores de S_2 obtidos através do modelo elasto-plástico. Como referido anteriormente a este critério correspondem valores de S muito superiores aos verificados para S_1 . Constata-se que para as tensões remotas de 8.34, 21.07 e 42.14 MPa, os valores da extensão da camada intermédia são de 150, 180 e 200 μm , respetivamente. Para o modelo elástico o valor de S_2 era na ordem de 120 μm .

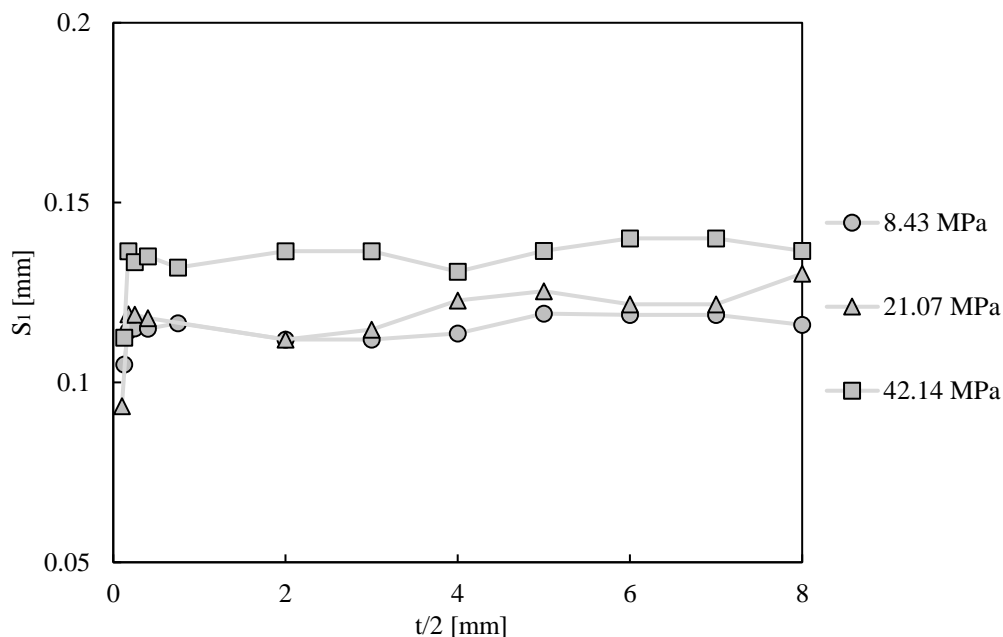


Figura 4.25. Comparação dos valores de S_1 , obtidos através do modelo elasto-plástico, para um provete M(T) com tensões remotas de 8.43, 21.07 e 42.14 MPa.

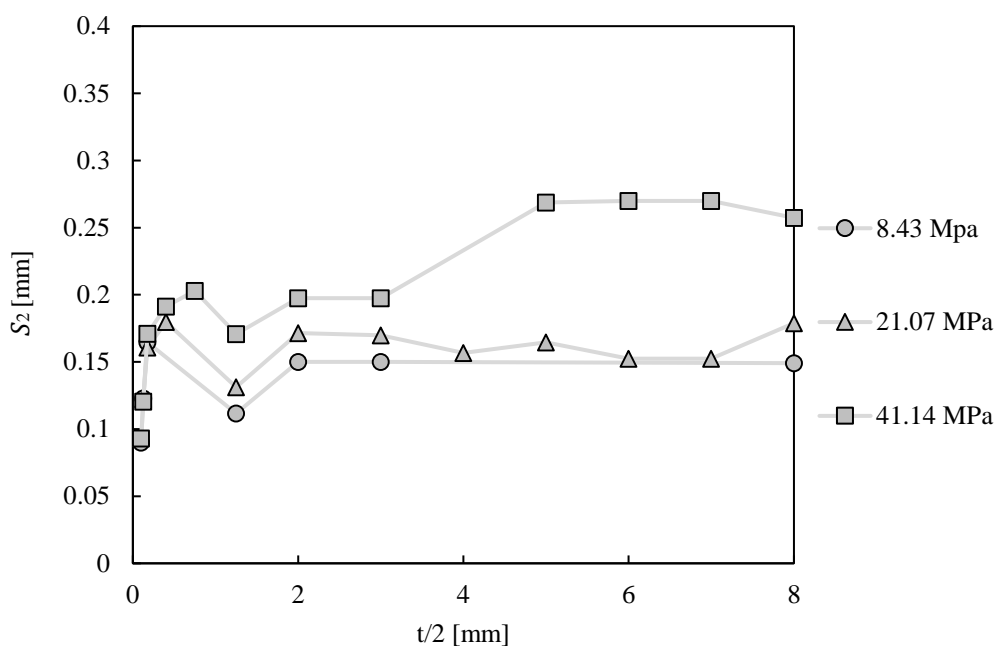


Figura 4.26. Comparação dos valores de S_2 , obtidos através do modelo elasto-plástico, para um provete M(T) com tensões remotas de 8.43, 21.07 e 42.14 MPa.

4.3.2. Efeito dos entalhes laterais

O efeito dos entalhes laterais, no modelo elasto-plástico, considerou as variáveis identificadas no Subcapítulo 4.2.2. As variáveis estudadas através deste modelo mantêm-se idênticas às anteriormente analisadas. Deste modo, e de acordo com os objetivos deste trabalho, uma comparação dos critérios S_1 e S_2 entre modelos será mais relevante e eficaz.

Na Figura 4.27 e Figura 4.28 comparam-se os valores de S_1 e S_2 , respetivamente, obtidos através dos modelos linear-elástico e elasto-plástico para diferentes valores de tensões remotas considerando a geometria de entalhe U4. Em ambas as figuras, os valores de extensão da camada superficial e da camada intermédia são de maior dimensão no modelo elasto-plástico, conforme a literatura. Na análise para maiores valores de espessura, S_1 e S_2 têm diferentes comportamentos. Em S_1 observa-se uma estabilização dos valores da extensão da camada superficial, contrariamente ao observado para S_2 , onde é visível uma evolução progressiva. As tensões remotas aplicadas nos dois critérios representados têm, no geral, um comportamento idêntico entre si. Quanto a S_1 , no modelo elasto-plástico, os valores de S estabilizam para resultados na ordem de 300 μm , o que é um valor bastante superior ao verificado no modelo linear-elástico, onde os valores de S são na ordem de 50 μm . Para S_2 , os valores no modelo elasto-plástico são bastantes superiores aos verificados em S_1 .

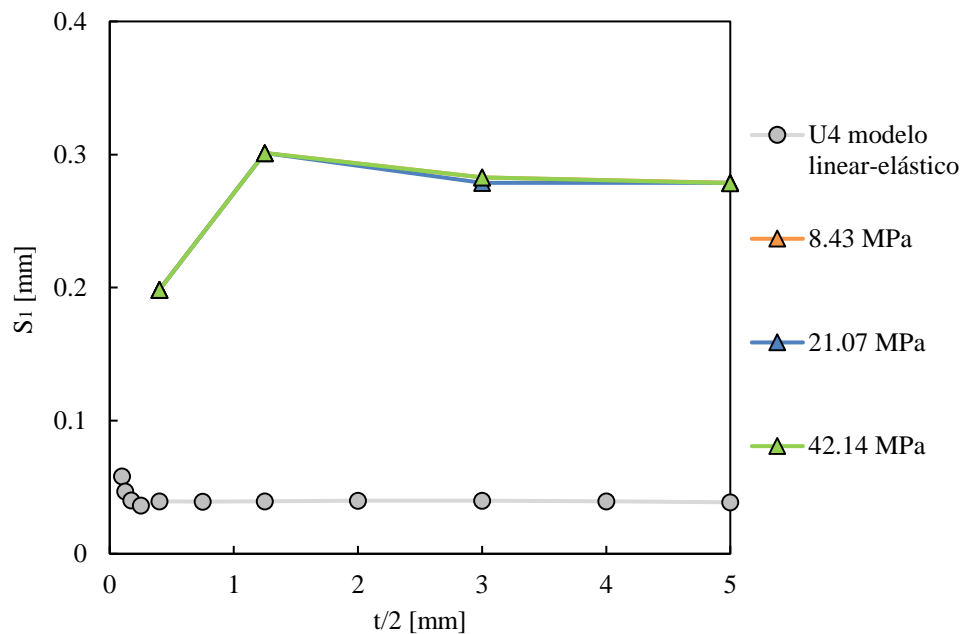


Figura 4.27. Comparação dos valores de S_1 , obtidos através dos modelos linear-elástico e elasto-plástico, para um provete M(T)u com tensões remotas de 8.43, 21.07 e 42.14 MPa.

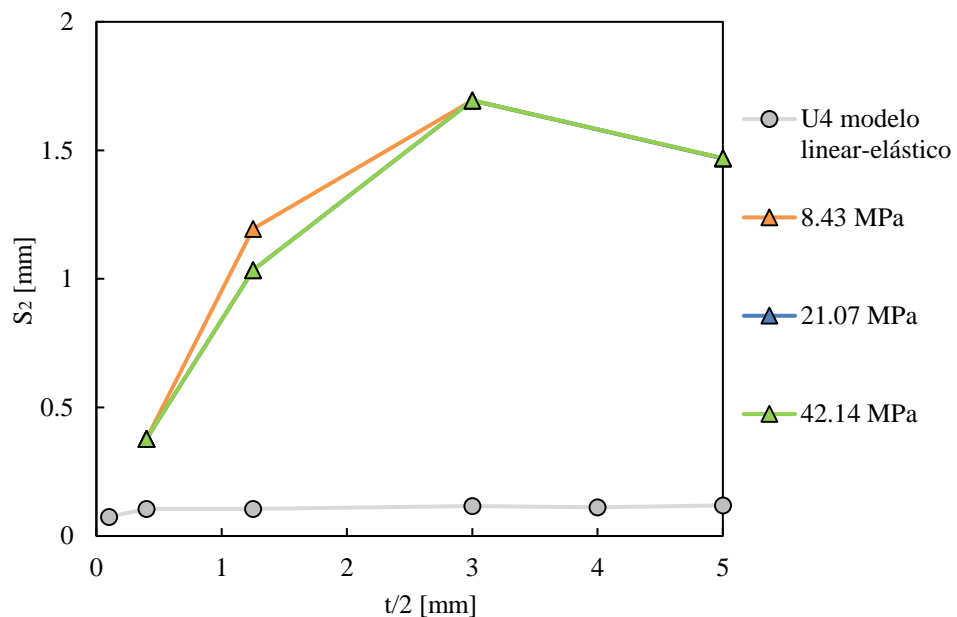


Figura 4.28. Comparação dos valores de S_2 , obtidos através dos modelos linear-elástico e elasto-plástico, para um provete M(T)u com tensões remotas de 8.43, 21.07 e 42.14 MPa.

Na Figura 4.29 e Figura 4.30 comparam-se os valores de S_1 e S_2 , respetivamente, obtidos através do modelo linear-elástico e elasto-plástico considerando diferentes valores de tensões remotas para o entalhe V1. De um modo geral, para a geometria M(T)v, observa-se um resultado um pouco inesperado, aparentemente contraditório, com os resultados

anteriormente observados para as geometrias M(T) e M(T)u, e que é o facto de S_1 ser inferior aos valores obtidos das análises lineares-elásticas. Não foi possível, devido à extensão do trabalho realizado efetuar estudos complementares para comprovar os resultados obtidos para esta configuração de entalhe. Sugere-se, por isso, uma análise futura mais detalhada com o objetivo de explicar, cientificamente, este facto.

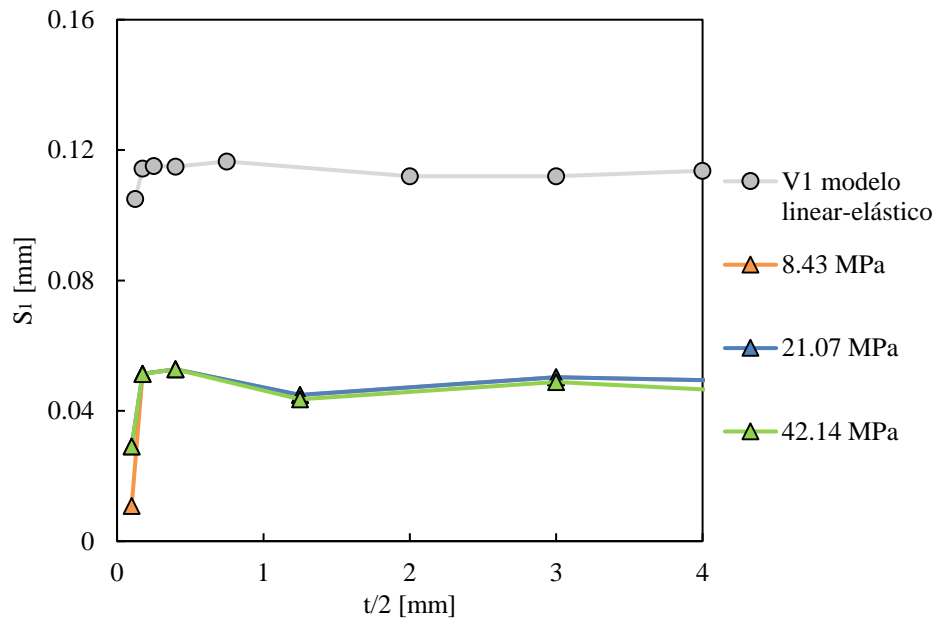


Figura 4.29. Comparação dos valores de S_1 , obtidos através dos modelos linear-elástico e elasto-plástico, para um provete M(T)v com tensões remotas de 8.43, 21.07 e 42.14 MPa.

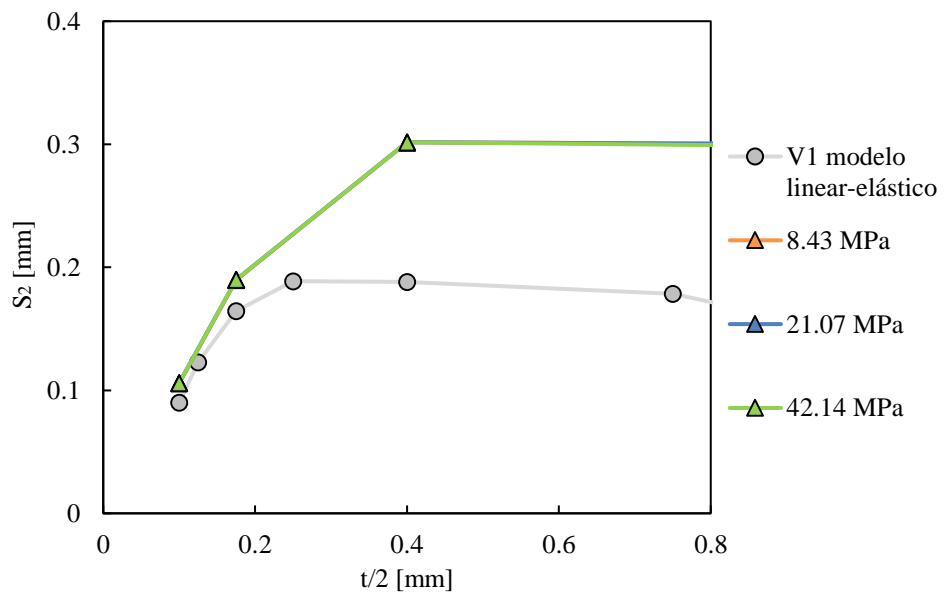


Figura 4.30. Comparação dos valores de S_2 , obtidos através do modelo linear-elástico e elasto-plástico, para um provete M(T)v com tensões remotas de 8.43, 21.07 e 42.14 MPa.

5. CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS

5.1. Conclusões

Após finalizada a dissertação, pode afirmar-se que os principais objetivos inicialmente definidos foram cumpridos. A seguir, apresentam-se as principais conclusões:

- As malhas de elementos finitos utilizadas na quantificação da extensão da camada superficial devem ter uma zona bastante refinada junto à superfície, com o intuito de sustentar os elevados gradientes de tensão e deformação existentes nessa região da frente de fenda. Em relação ao tamanho dos elementos, constituintes da malha, concluiu-se que existe convergência de valores para tamanhos na ordem de 1 μm .
- Os critérios usados na quantificação da extensão da camada superficial, baseados nas curvas h , revelaram-se adequados. Consideraram-se duas zonas distintas:
 - i) uma zona superficial correspondente à porção da espessura para a qual os valores de declive da curva h são superiores a 50%;
 - ii) uma zona intermédia delimitada por valores de declive da curva h superiores a 10%. Ambos os critérios mostraram ser sensíveis às variações produzidas nas curvas h devido às alterações introduzidas nas variáveis estudadas.
- A extensão da camada superficial mostrou ser largamente afetada pela espessura, nas geometrias $M(T)$, $M(T)_u$ e $M(T)_v$. Além disso, os resultados demonstraram que no caso do modelo elasto-plástico a extensão da camada superficial é bastante superior do que no caso do modelo linear-elástico. Consequentemente, na(s) geometria(s):
 - i) $M(T)$, $M(T)_u$ e $M(T)_v$ para menores valores de t , entre 0.1 e 1 mm, a extensão da camada superficial aumenta de forma súbita com a redução da espessura. Para valores de t superiores a 2 mm, a extensão da camada superficial não sofre grandes

- variações tendendo para um valor estabilizado. Em ambos os modelos estas observações foram claramente comprovadas;
- ii) $M(T)$ considerando o modelo elástico o valor foi na ordem dos $55 \mu\text{m}$ enquanto que no modelo elasto-plástico foi de $120 \mu\text{m}$;
 - iii) $M(T)u$ para o modelo elástico o valor foi na ordem dos $40 \mu\text{m}$ enquanto que no modelo elasto-plástico foi de $300 \mu\text{m}$;
 - iv) $M(T)v$ com base no modelo elástico o valor foi na ordem dos $30 \mu\text{m}$ enquanto que no modelo elasto-plástico foi de $50 \mu\text{m}$.
- As variáveis geométricas, associadas a cada geometria tiveram influências diferentes na extensão da camada superficial. Para os dois modelos constitutivos considerados, no provete $M(T)u$, observou-se um efeito assinalável de r , e em $M(T)v$, a influência de α foi determinante; contrariamente a b que não revelou grandes diferenças na extensão da camada superficial. Foi, ainda, distinguido um efeito considerável do comprimento de fenda. No caso do modelo elasto-plástico, para as três geometrias, o efeito de σ foi importante.

5.2. Trabalhos futuros

Visto que este tema é bastante complexo e que exige um enorme esforço computacional, existem ainda várias questões que poderão ser abordadas mais detalhadamente no futuro, particularmente no que diz respeito ao modelo elasto-plástico aplicado nesta dissertação. Consequentemente, para trabalhos futuros associados à extensão da camada superficial, seria interessante:

- Estudar o efeito da forma da fenda;
- Estudar outros materiais;
- Estudar o efeito da história de carga, nomeadamente a aplicação de sobrecargas e subcargas;
- Desenvolver uma abordagem semelhante para quantificar a extensão da camada superficial em geometrias entalhadas não planas;

- Desenvolver um modelo matemático de previsão dos valores de S_1 e S_2 que seja função, preferencialmente, das variáveis geométricas e das propriedades do material;
- Validar experimentalmente os resultados numéricos obtidos neste trabalho.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Antunes, F.V., Ferreira, J.A.M., Branco, C.M. e Byrne, J. (2000), “Stress intensity factor solutions for corner cracks under mode I loading”, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 23, 81–90.
- Anvari, M., Scheider, I. e Thaulow, C. (2006), “Simulation of dynamic ductile crack growth using strain-rate and triaxiality-dependent cohesive elements”, *Engineering Fracture Mechanics*, 73, 2210–2228.
- Ayatollahi, M.R., Pavier, M.J. e Smith, D.J. (1998), “Determination of T-stress from finite element analysis for mode I and mixed mode I/II loading”, *International Journal of Fracture*, 91, 283–298.
- Bakker, A. (1992), “Three-dimensional constraint effects on stress intensity distributions in plate geometries with through-thickness cracks”, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 15, 1051–1069.
- Bilby, B.A., Cardew, G.E., Goldthorpe, M.R. e Howard, I.C. (1986), “A finite element investigation of the effect of specimen geometry on the fields of stress and strain at the tips of stationary cracks”, *Size Effects in Fracture*, Mechanical Engineering Publications Limited, 37–46.
- Branco, R. (2006), “Estudo numérico de propagação de fendas por fadiga em provetes M(T)”, Tese de Mestrado em Engenharia Mecânica na especialidade de Projeto Mecânico, Departamento de Engenharia Mecânica, Faculdade de Ciências e Tecnologia, Universidade de Coimbra, Coimbra.
- Branco, R. (2013b), “Fatigue Life Prediction of Notched Components Subjected to Complex Loading”, Tese de Doutorado em Engenharia Mecânica na especialidade Construção Mecânica, Departamento de Engenharia Mecânica, Faculdade de Ciências e Tecnologia, Universidade de Coimbra.
- Branco, R., Antunes, F.V. e Costa, J.D. (2012a), “Extent of surface regions near corner points of notched cracked bodies subjected to mode-I loading”, *Finite Elements in Analysis and Design*, 50147–160.
- Branco, R., Antunes, F.V. e Costa, J.D. (2013a), “Extent of the surface region in notched Middle Cracked Tension specimens”, *Engineering Fracture Mechanics*, 41, 170–195.
- Branco, R., Antunes, F.V. e Costa, J.D. (2015), “A review on 3D-FE adaptive remeshing techniques for crack growth modelling”, 560, 107-127.
- Chen, C.R., Kolednik, O., Heerens, J. e Fischer, F.D. (2005), “Three-dimensional modeling of ductile crack growth: cohesive zone parameters and crack tip triaxiality”, *Engineering Fracture Mechanics*, 72, 2072–2094.
- Elber, W. (1971), “The significance of fatigue crack closure under cyclic tension”, *Damage Tolerance in Aircraft Structures*, ASTM STP 486, American Society for Testing and Materials, 230-242.

- Elber, W. (1970), "Fatigue crack closure under cyclic tension", *Engineering Fracture Mechanics*, 2, 37-45.
- Guo, W. (1993), "Elastoplastic three-dimensional crack border field I – Singular structure of the field", *Engineering Fracture Mechanics*, 46, 93-104.
- Guo, W. (1999), "Three-dimensional analyses of plastic constraint for through-thickness cracked bodies", *Engineering Fracture Mechanics*, 62, 383-407.
- Kalnaus, S., Fan, F., Vasudevan, A.K. e Jiang, Y. (2002), "An experimental investigation on fatigue crack growth of AL6XN stainless steel", *Engineering Fracture Mechanics*, 75, 2002–2019.
- Khalil, M.A., DuQuesnay, D.L. e Topper, T.H. (2002), "Prediction of crack-opening stress levels for service loading spectra", *ASTM STP 1411*, American Society for Testing and Materials, 205–219.
- Kobayashi, Y., Shibusawa, T. e Ishikawa, K. (1997), "Environmental effect of fatigue crack propagation of magnesium alloy", *Materials Science and Engineering: A*, 234–236, 220–222.
- Kotousov, A. e Wang, C.H. (2002), "Three dimensional stress constraint in an elastic plate with a notch", *International Journal of Solids and Structures*, 39, 4311–4326.
- Kujawski, D. (2001a), "A fatigue crack driving force parameter with load ratio effects", *International Journal of Fatigue*, 23, 239–246.
- Kujawski, D. (2001b), "A new $(DK^+ K_{max})^{0.5}$ driving force parameter for crack growth in aluminum alloys", *International Journal of Fatigue*, 23, 733–740.
- Leevers, P.S. e Radon, J.C. (1982), "Inherent stress biaxiality in various fracture specimen geometries", *International Journal of Fracture*, 19, 311–325.
- Lemaitre, J. (1996), "A Course on Damage Mechanics", Springer, New York.
- Maia, R., Branco, R., Antunes, F.V., Oliveira, M.C. e Kotousov, A. (2016), "Three-dimensional computational analysis of stress state transition in through-cracked plates", *Mathematics in Computer Science*, 10, 343-352.
- Menezes, L.F. e Teodosiu, C. (2000), "Three-dimensional numerical simulation of the deep drawing process using solid finite elements", *Journal Material Process Technology*, 97, 100-106
- Mirone, G. (2007), "Role of stress triaxiality in elastoplastic characterization and ductile failure prediction", *Engineering Fracture Mechanics*, 74, 1203-1221.
- Narayana, N.B., Dattaguru, B., Ramamurthy, T.S. e Vijayakumar, K. (1994), "A general procedure for modified crack closure integral in 3D problems with cracks", *Engineering Fracture Mechanics*, 48, 167–176.
- Nie, D.F. e Zhao, J. (2008), "Fatigue Crack Growth and Overload Effect in AZ31 Magnesium Alloy", *Chinese Journal of Nonferrous Metals*, 18, 771–776.
- Noroozi, A.H., Glinka, G. e Lambert, S. (2005), "A two parameter driving force for fatigue crack growth analysis", *International Journal of Fatigue*, 27, 1277–1296.

- Noroozi, A.H., Glinka, G. e Lambert, S. (2007), “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.
- Pook, L.P. (1994), “Some implications of corner point singularities”, *Engineering Fracture Mechanics*, 48, 367–378.
- Sadananda, K. e Vasudevan, A.K. (2003), “Multiple mechanisms controlling fatigue crack growth”, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 26, 835–845.
- She, C. e Guo, W. (2007), “The out-of-plane constraint of mixed-mode cracks in thin elastic plates”, *International Journal of Solids and Structures*.
- Shin, C.S. e Hsu, S.H. (1993), “On the mechanisms and behavior of overload retardation in AISI 304 stainless steel”, *International Journal of Fatigue*, 15, 181–192.
- Suresh, S. e Ritchie, R.O. (1981), “On the influence of fatigue underloads on cyclic crack growth at low stress intensities”, *Materials Science and Engineering*, 51, 61-69.
- Suresh, S. e Ritchie, R.O. (1982), “A geometric model for fatigue crack closure induced by fracture surface roughness”, *Metallurgical Transactions*, 13, 1627-1631.
- Swift, H.W. (1952), “Plastic instability under plane stress”, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1, 1-18.
- Tokaji, K., Nakajima, M. e Uematsu, Y. (2009), “Fatigue crack propagation and fracture mechanisms of wrought magnesium alloys in different environments”, *International Journal of Fatigue*, 31, 137–143.
- Vasudevan, A.K., Sadananda, K. e Louat, N. (1994), “A review of crack closure, fatigue crack threshold and related phenomena”, *Materials Science and Engineering: A*, 188, 1–22.
- Von Mises, R.V. (1913), “Mechanik der festen korper im plastic-deformablen zustand, Nachrichten vos der koniglichen gellenschaft des winssernshaftenzu Gottingen, Mathematisch-physikalische klasse, 582-592.
- Wang, B., Hu, N., Kurobane, Y., Makino, Y. e Lie, S.T. (2000), “Damage criterion and safety assessment approach to tubular joints”, *Engineering Structures*, 22, 424–434.
- Wang, X., Gao, Z., Zhao, T. e Jiang, Y. (2009), “An experimental study of the crack growth behavior of 16MnR pressure vessel steel”, *Journal of Pressure Vessel Technology*, 131, 1–9.
- Yang, Z. (2009), “Stress and strain concentration factors for tension bars of circular cross-section with semicircular groove”, *Engineering Fracture Mechanics*, 76, 1683-1690.
- Yu, P., She, C. e Guo, W. (2010), “Equivalent thickness conception for corner cracks”, *International Journal of Solids and Structures*, 47, 2123-2130.
- Zeng, R.C., Han, E.H., Ke, W., Dietzel, W., Kainer, K.U. e Atrens, A. (2010), “Influence of microstructure on tensile properties and fatigue crack growth in extruded magnesium alloy AM60”, *International Journal of Fatigue*, 32, 411–419.

- Zhang B. e Guo W. (2007), “Three-dimensional stress state around quarter-elliptical corner cracks in elastic plates subjected to uniform tension loading”, *Engineering Fracture Mechanics*, 74, 386-398.
- Zhang X. e Wang, Z. (2003), “Fatigue life improvement in fatigue-aged fastener holes using the cold expansion technique”, *International Journal of Fatigue*, 25, 1249-1257.
- Zhao, T., Zhang, J. e Jiang, Y. (2008), “A study of fatigue crack growth of 7075-T651 aluminum alloy”, *International Journal of Fatigue*, 30, 1169–1180.
- Zheng, S., Yu, Q., Gao, Z. e Jiang, Y. (2013), “Loading history effect on fatigue crack growth of extruded AZ31B magnesium alloy”, *Engineering Fracture Mechanics*, 114, 42–54.