



FCTUC FACULDADE DE CIÊNCIAS
E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE COIMBRA

DEPARTAMENTO DE
ENGENHARIA MECÂNICA

Modelação numérica de delaminação em compósitos

Dissertação apresentada para a obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica na Especialidade de Energia e Ambiente

Autor

Liliana Raquel Trindade Oliveira

Orientadores

Professor Doutor Fernando Jorge Ventura Antunes

Mestre Henrique Silva

Júri

Presidente Professor Doutor José Martins Ferreira
Professor Catedrático da Universidade de Coimbra
Professora Doutora Ana Paula Amaro

Vogais Professora Auxiliar da Universidade de Coimbra
Professor Doutor Fernando Jorge Ventura Antunes
Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra

Coimbra, Julho, 2014

“É necessário que um dia todos os Homens vejam que o desejo de chegar mais longe, a atenção à crítica, a calma ante o que fere, nada têm com a força e a fraqueza: são qualidades da Alma”

Agostinho da Silva, em Parábola da Mulher de Loth , 1944.

Agradecimentos

A elaboração desta dissertação representa o culminar de um percurso académico que só se tornou possível graças à colaboração e apoio de algumas pessoas, às quais não posso deixar de agradecer.

Aos meus orientadores Professor Doutor Fernando Jorge Ventura Antunes, pelo apoio, valiosos conhecimentos transmitidos, pela paciência que demonstrou ao longo de todo o tempo em que necessitei da sua ajuda e disponibilidade constante, ao Mestre Henrique Silva pelos conhecimentos transmitidos e disponibilidade.

A todos os professores que fizeram parte da minha vida académica e contribuíram para adquirir o conhecimento que me levou a chegar aqui.

À minha mãe e aos meus avós Diamantino e Odete pelo apoio, carinho e por nunca me terem deixado desistir.

Ao meu pai e família pelo apoio.

Aos meus irmãos, João Paulo porque és e serás sempre o meu confidente, à Mariana por me motivares e acarinhares.

Ao meu padrinho pela oferta que foi imprescindível para a elaboração desta dissertação.

Aos meus amigos e colegas, pelos momentos inesquecíveis passados neste meu percurso académico.

Ao Diogo Martins, André, Mariana Bem-Haja, Bruna Ferreira pela amizade, apoio e motivação incondicional.

A todos os que direta ou indiretamente contribuíram para a realização deste trabalho e que, por alguma falha de memória, não tenham sido citados.

A todos o meu profundo agradecimento

Dedicatória

Dedico esta dissertação à minha mãe porque o que sou devo-o a ela.

Aos Avós Diamantino e Odete pelo amor incondicional.

Ao Carlos Trindade por estar sempre lá para mim.

À bisavó Lucília por ser um dos sonhos dela.

Resumo

Atualmente os materiais compósitos transformaram-se numa vantajosa opção relativamente aos materiais tradicionais devido, em grande parte, às altas resistência e rigidez específicas, havendo assim um aumento significativo do uso destes. Os mecanismos de fratura de um material compósito laminado, são porém inúmeros e complexos. A delaminação é o mais relevante quanto à instabilidade estrutural, sendo, por conseguinte, importante a sua compreensão e previsão.

Assim, esta dissertação é focada no fenómeno de estudo de delaminação em provetes DCB (*Double Cantilever Beam*), solicitados em Modo I de carregamento. Os objetivos deste trabalho são, desenvolver um modelo numérico de previsão de delaminação em modo I (provetes DCB), identificar os parâmetros numéricos, otimizar o modelo numérico e fazer a sua validação com resultados experimentais e também identificar os parâmetros físicos e estudar o efeito da sua variação.

O modelo numérico foi otimizado através de um estudo de refinamento de malha, concluindo-se que é importante ter 30 elementos na zona de dano à frente de fenda. As previsões obtidas com o modelo otimizado foram comparadas com resultados experimentais, observando-se uma boa concordância, o que validou o modelo numérico. Foram identificados os parâmetros físicos e foi feita uma análise de sensibilidade tendo-se observado que a espessura do provete é o parâmetro mais relevante, seguida do comprimento inicial de fenda. Foi depois feito um estudo do efeito de diferentes parâmetros físicos. A espessura aumenta a carga máxima, mas diminui a energia total dissipada. O aumento de espessura aumenta significativamente a dimensão da zona de dano (S_{cz}) e a velocidade de propagação de fenda, $\frac{da}{d\delta}$. Foram identificados dois regimes durante o carregamento do provete DCB. Numa primeira fase há uma acumulação de dano à frente da fenda inicial. Numa segunda etapa a fenda inicia a sua propagação, que ocorre com velocidade decrescente.

Palavras-chave: Compósitos, Delaminação, Dano, Modelação numérica

Abstract

Currently, composite materials have become an advantageous option compared to conventional materials due, in large part, to the high specific strength and stiffness, so there is a significant increase in their use. The fracture mechanisms of a laminated composite material are however numerous and complex. Delamination is the most relevant for the structural instability and therefore important to understand and predict..

Thus, this dissertation is focused on the phenomenon of delamination in DCB specimens (Double Cantilever Beam), requested in Mode I loading. The objectives of this study are develop a numerical model for prediction of delamination in mode I (DCB specimens), identify the numerical parameters, optimize the numerical model and make its validation with experimental results, and also identify the physical parameters and study the effect of its variation.

The numerical model was optimized through a mesh refinement study, concluding that it is important to have 30 elements in the damage zone ahead of crack. The predictions obtained with the optimized model were compared with experimental results, we observed a good agreement, which validated the numerical model. Physical parameters were identified and a sensitivity analysis was done and it was observed that the thickness of the sample is the most relevant parameter, then the initial crack length. It was then made a study on the effect of different physical parameters. The thickness increases the maximum load, but decreases the total energy dissipated. The increased thickness significantly increases the size of the damage zone (SCZ) and the speed of propagation of crack, the $\frac{d\delta}{dt}$. Two regimes were identified during the loading of DCB specimen. In a first stage there is damage accumulation ahead of the initial crack. In a second step the crack starts its propagation, which occurs with decreasing speed.

Keywords Composites, Delamination, damaged, Numerically modeling

Índice

Índice de Figuras	xi
Índice de Tabelas	xv
Simbologia e Siglas	xvii
Simbologia.....	xvii
Siglas	xviii
1. INTRODUÇÃO.....	1
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	5
2.1. Modelo de zona coesiva e elementos de interface	5
2.2. Aplicação do modelo coesivo	11
2.3. Modelação no programa Marc-Mentat	12
2.3.1. Modelos baseados na mecânica da fratura	16
3. MODELO NUMÉRICO.....	19
3.1. Geometria.....	19
3.2. Malhas de elementos finitos	21
3.3. Propriedades dos materiais	24
3.4. Otimização do modelo numérico	25
3.4.1. Estudo de refinamento de malha	26
3.4.2. Análise de sensibilidade	29
3.4.3. Validação com resultados experimentais	30
4. RESULTADOS NUMÉRICOS.....	33
4.1. Ensaio DCB	33
4.2. Análise dimensional.....	36
4.3. Efeito da espessura.....	38
4.4. Efeito do comprimento inicial de fenda.....	41
4.5. Efeito do estado de tensão	43
4.6. Acumulação e propagação de dano	44
5. CONCLUSÕES E PROPOSTAS DE TRABALHOS FUTUROS	49
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	51
ANEXOS.....	55
A. MATERIAL FIBRA DE VIDRO-EPOXI.....	55
A.1. Estudo da espessura, t	55
A.2. Estudo da largura, W	56
A.3. Estudo do comprimento inicial da fenda, a_0	58
A.4. Estudo do comprimento do provete, L	59
A.5. Estudo da rigidez do material, E	61
B. MATERIAL CARBONO-EPOXI.....	63
B.1. Estudo do comprimento inicial de fenda, a_0	63

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1.1. Representação esquemática de Modo I, Modo II e Modo III.	2
Figura 2.1. Modelo de zona coesiva.	6
Figura 2.2. (a) Modelo zona coesiva de Dugdale ; (b) Modelo de <i>Mi e al.</i> para a distribuição de tensões na zona coesiva.	6
Figura 2.3. Modelo coesivo linear.	7
Figura 2.4. Outros modelos coesivos.	10
Figura 2.5. Zona coesiva nas proximidades da fenda e relação constitutiva linear.	11
Figura 2.6. Elemento de interface lineares (a) 2D; (b) 3D hexaédrico.	13
Figura 2.7. Modelos coesivos de delaminação:	13
Figura 2.8. Quantidades para determinação do parâmetro de dano.	16
Figura 3.1. Ensaio DCB.	20
Figura 3.2. Modelo físico (dimensões em mm), para fibra de vidro-epoxi.	20
Figura 3.3. Modelo físico (dimensões em mm), para carbono-epoxi.	20
Figura 3.4. Provete DCB: (a) Malha de elementos finitos. (b) Elementos coesivos.	21
Figura 3.5. Imagens retiradas do programa Marc-Mentat 2013:	22
Figura 3.6. Modelo coesivo: efeito de G_c	23
Figura 3.7. Modelo coesivo: efeito de δ_c	23
Figura 3.8. Modelo coesivo: efeito de q	24
Figura 3.9. Efeito da malha nas curvas carga-deslocamento.	27
Figura 3.10. Efeito do número de elementos na zona coesiva.	28
Figura 3.11. Efeito da malha nas curvas carga-deslocamento para $G_{Ic} = 700 \text{ J/m}^2$	28
Figura 3.12. Sensibilidade adimensional.	29
Figura 3.13. Curvas carga-deslocamento para diferentes parâmetros do modelo coesivo.	30
Figura 3.14. Força-deslocamento: previsões numéricas versus resultados experimentais.	31
Figura 3.15. Comprimento de fenda: previsões numéricas versus resultados experimentais.	32
Figura 4.1. Curva típica carga-deslocamento.	34
Figura 4.2. Curva típica carga-deslocamento.	35
Figura 4.3. Progressão de fenda.	36
Figura 4.4. Sensibilidade adimensional.	38

Figura 4.5. Efeito da espessura nas curvas carga-deslocamento.....	39
Figura 4.6. Efeito da espessura na dimensão da zona de dano.	40
Figura 4.7. Efeito da espessura no comprimento de fenda.	41
Figura 4.8. Efeito comprimento inicial de fenda.....	42
Figura 4.9. Efeito do estado de tensão.	43
Figura 4.10. Compliance do provete DCB.....	45
Figura 4.11. Comprimento da zona de dano versus tensão coesiva.....	46
Figura 4.12. Comprimento da zona de dano versus tensão coesiva.....	47
Figura 4.13. Comparação dos deslocamentos correspondente à carga.....	47
Figura 4.14. Comparação dos deslocamentos correspondente à carga de iniciação e carga.	48
Figura A.1. Efeito da espessura com : (a) rigidez inicial, (b) deslocamento inicial da fenda, (c) carga inicial,.....	55
Figura A.2. Curvas carga-deslocamento para diferentes valores de largura.....	56
Figura A.3. Curvas comprimento de fenda-deslocamento para diferentes valores de largura.	56
Figura A.4. Efeito da largura com : (a) rigidez inicial, (b) deslocamento inicial da fenda, (c) carga inicial,.....	57
Figura A.5. Efeito do comprimento inicial de fenda com : (a) rigidez inicial, (b) deslocamento inicial da fenda, (c)carga inicial,(d) comprimento da zona de dano, (e) velocidade de propagação,.....	58
Figura A.6. Curvas carga-deslocamento para diferentes valores de comprimento de provete.....	59
Figura A.7. Curvas comprimento de fenda-deslocamento para diferentes valores de comprimento de provete.....	59
Figura A.8. Efeito do comprimento do provete com : (a) rigidez inicial, (b) deslocamento inicial da fenda, (c)carga inicial,(d) comprimento da zona de dano, (e) velocidade de propagação, (f) energia total.....	60
Figura A.9. Curvas carga-deslocamento para diferentes valores de rigidez do material...	61
Figura A.10. Curvas comprimento inicial de fenda-deslocamento para diferentes valores de rigidez do material.....	61
Figura A.11. Efeito da rigidez do material com : (a) rigidez inicial, (b) deslocamento inicial da fenda, (c)carga inicial,(d) comprimento da zona de dano, (e) velocidade de propagação, (f) energia total.....	62
Figura B.1. Curvas carga-deslocamento para diferentes valores de comprimento inicial de fenda.....	63
Figura B.2. Curvas comprimento de fenda-deslocamento para diferentes valores de comprimento inicial de fenda.....	63

Figura B.3. Efeito do comprimento inicial de fenda com : (a) rigidez inicial, (b) deslocamento inicial da fenda, (c) carga inicial, (d) comprimento da zona de dano, (e) velocidade de propagação, (f) energia total. 64

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 2.1. Parâmetro de dimensão da zona de dano (Turon, 2007).....	10
Tabela 3.1. Constantes elásticas do material compósito fibra de vidro-epoxi.....	24
Tabela 3.2. Valores médios da taxa de libertação de energia, (Silva, H., 2004)	25

SIMBOLOGIA E SIGLAS

Simbologia

E – Propriedade elástica do laminado

E_{tot} – Energia total dissipada pelo provete

E_{22} – Módulo de elasticidade transversal

E_{50} – Energia dissipada até um deslocamento de 50 mm

G_c – Taxa crítica de libertação de energia

G_{Ic} – Taxa crítica de libertação de energia em modo I

K_0 – Rigidez inicial do provete, sem dano

L – Dimensão longitudinal do provete

L_{ec} – Dimensão dos elementos coesivos

L_{zc} – Comprimento da zona coesiva

P – Carga aplicada ao provete

P_{max} – Carga máxima suportada pelo provete

S_{cz} – Dimensão da zona de dano

W – Largura do provete

a – Comprimento de fenda

a_0 – Comprimento inicial de fenda

d – Parâmetro de dano

q – Expoente de decaimento

t – Espessura do provete

t_c – Tensão crítica do material

δ – Deslocamento imposto ao provete DCB

δ_c – Deslocamento crítico do material, a partir do qual começa a ocorrer dano

δ_{max} – Deslocamento máximo

σ_u – Resistência coesiva

$\frac{da}{d\delta}$ – Velocidade de propagação de fenda

Siglas

CZM – *Cohesive Zone Model* (Modelo de Zona Coesiva)

DCB – *Double Cantilever Beam*

ENF – *End Notched Flexure*

FPZ – *Fracture Process Zone*

MEF – Método de Elementos Finitos

VCCT – *Virtual Crack Closure Technique*

1. INTRODUÇÃO

A presente dissertação insere-se no curso de Engenharia Mecânica e tem como propósito a avaliação final da aptidão para obtenção do grau de Mestre.

A designação de material compósito refere-se ao resultado da combinação de dois ou mais materiais distintos insolúveis entre si. Estes estão cada vez mais a substituir os ditos materiais “tradicionais” nos mais diversos campos da engenharia. Para tal contribui a facilidade de produção, a elevada resistência e a leveza superior às ligas de alumínio usadas atualmente, o que permite a redução da quantidade de material utilizado, redução do consumo de combustível, redução na manutenção e elevadas resistência e rigidez específicas. Neste contexto os materiais compósitos laminados, carbono/epoxi e fibra de vidro/epoxi, são de enorme interesse, sendo objeto de estudo do presente trabalho.

De entre os vários mecanismos de fratura possíveis num compósito laminado, a delaminação é talvez o mais relevante quanto à degradação estrutural.

Delaminação é um modo de falha interlaminar que acontece entre duas camadas adjacentes de um laminado devido às elevadas tensões interlaminares que surgem entre as faces superior e inferior da interface. Os modos de falha por delaminação podem ser classificados em Modo I, Modo II, Modo III e Modo Misto de acordo com a tensão predominante que atua na interface, como se ilustra na figura 1.1. No Modo I, o fenómeno de delaminação acontece exclusivamente devido à tensão normal atuando na interface, gerando o descolamento. Os Modos II e III estão relacionados com as tensões de corte que provocam “escorregamento” relativo entre as camadas superior e inferior, conforme ilustra a figura 1.1.. O Modo Misto é uma combinação dos modos I, II e III. O provete DCB (*Double Cantilever Beam*) é uma geometria bastante utilizada para estudo de delaminação em modo I.

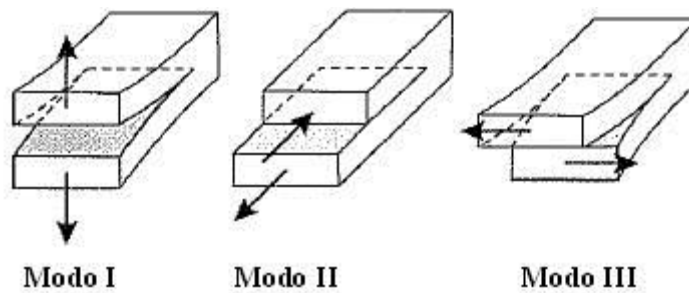


Figura 1.1. Representação esquemática de Modo I, Modo II e Modo III.

As simulações numéricas computacionais são importantes para a análise de problemas relativamente complexos de engenharia. Grande parte desses problemas está relacionada com a solução de sistemas de equações diferenciais parciais em domínios geométricos contínuos. Um método numérico muito utilizado para isso é o Método dos Elementos Finitos (MEF) (Zienkiewicz, 2005). Nesse método, o domínio geométrico é discretizado por um conjunto finito de subdomínios, ou elementos, interconectados através de pontos chamados nós. O conjunto de elementos e nós formam uma malha. A malha, mais as propriedades de domínio a ela associadas para a solução do problema numérico, é chamada modelo de elementos finitos. Uma aproximação numérica para uma solução do sistema de equações diferenciais é, então, calculada com base no domínio discreto representado pelo modelo de elementos finitos. Uma das principais aplicações do MEF é a solução de problemas na área de mecânica estrutural (Zienkiewicz, 2005; Cook, 2004). Neste caso, uma simulação numérica (ou análise de elementos finitos) é realizada a fim de se obterem resultados para grandezas físicas como deslocamentos, deformações e tensões, em resposta a cargas aplicadas a uma estrutura.

Os estudos numéricos são fundamentais na análise do comportamento mecânico de materiais, permitindo aprofundar os mecanismos subjacentes, explicar as tendências experimentais e prever o comportamento em novas situações. Os programas comerciais de elementos finitos disponibilizam ferramentas para estudo do comportamento mecânico, e em particular do fenómeno de delaminação em compósitos laminados. Dado que na generalidade das aplicações, as estruturas em material compósito são estruturas de parede fina, sujeitas a esforços de flexão e em alguns casos de compressão, a delaminação tem normalmente um efeito catastrófico na redução das propriedades. Os programas comerciais têm evoluído rapidamente na simulação da propagação por delaminação

(Orifici, 2012), nomeadamente com a inclusão de elementos de interface. Apesar de existirem diversos estudos numéricos centrados no provete DCB, falta um estudo paramétrico detalhado, com a identificação e estudo das diferentes variáveis físicas envolvidas no processo.

Assim, nesta tese pretende-se estudar numericamente o fenómeno de delaminação nos compósitos epoxi reforçados com fibra de vidro e carbono-epoxi. Os objetivos específicos da tese são:

- desenvolver um modelo numérico para previsão do fenómeno de delaminação em geometrias DCB, utilizadas para estudar o modo I;
- otimizar os modelo numéricos utilizando resultados experimentais para validação;
- aplicar o modelo para estudar o efeito de diferentes parâmetros físicos (geométricos e associados ao material), extrapolando os resultados experimentais.

Para tal, esta dissertação está organizada em cinco capítulos, sendo o primeiro esta introdução. No segundo procura-se fazer uma revisão bibliográfica sobre modelação da delaminação, em que se apresentam os elementos coesivos (ou de interface) e a abordagem do programa de elementos finitos Marc-Mentat neste contexto. No terceiro capítulo descreve-se o modelo numérico. No quarto capítulo faz-se a apresentação e análise dos resultados numéricos. Finalmente no quinto capítulo apresentam-se as principais conclusões e sugestões para trabalhos futuros.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1. Modelo de zona coesiva e elementos de interface

O modelo de zona coesiva (CZM) baseia-se nos trabalhos pioneiros de Dugdale (1960) e Barenblatt (1962). A abordagem de zona coesiva pode ser explicada em pormenor tomando como ponto de vista a extremidade fenda. A fenda tem uma zona de processo agindo como uma região de transição entre a tração livre e a região elástica linear. Esta região tem um perfil não-linear; classificado por Barenblatt como região exterior enquanto a parte de tração livre é classificada como região interior.

Assume-se, então, que há uma zona de processo à frente da fenda em que o dano se acumula, conforme se representa na figura 2.1. Entre as principais abordagens computacionais para modelar a delaminação a partir de modelos de zona coesiva, encontram-se as que empregam elementos especiais, chamados coesivos (Xu, 1994). Os elementos coesivos são inseridos nas interfaces entre pares de elementos volumétricos adjacentes na malha de elementos finitos, em zonas onde é espectável que a fenda passe. Pode-se dizer que os elementos de interface têm duas superfícies e as trações entre essas superfícies são motivadas pelo seu movimento relativo (afastamento), de um modo semelhante a uma mola. A consideração de uma superfície de contacto permite a distinção entre movimentos relativos de corte e normais, ou seja, entre Modo I, Modo II ou III, ou ainda Modo Misto; e contabilizar corretamente a energia de descoesão, independentemente das dimensões dos elementos envolvidos (Pinho, 2002).

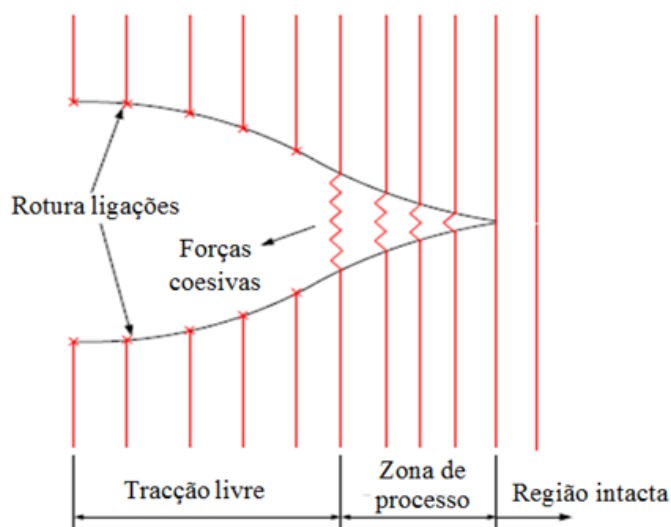


Figura 2.1. Modelo de zona coesiva.

A aplicação do método da zona coesiva baseia-se nos modelos coesivos utilizados. O método de zona coesiva representa perfis tracção-deslocamento, nas interfaces de materiais onde exista a probabilidade de ocorrer uma fenda, (Han T-S, Ural A. *et al.* 1995). O primeiro modelo coesivo de tensão sugerido por Dugdale usava o perfil de tensão constante aplicado a materiais com comportamento plástico, como mostrado na Figura 2.2 (a). No entanto, os autores verificaram que este modelo baseado na hipótese de comportamento plástico do material não poderia reproduzir resultados corretos, quando aplicado a materiais compósitos. Assim Mi *et al.* propuseram o modelo linear representado na figura 2.2 (b) o qual é frequentemente utilizado com sucesso.

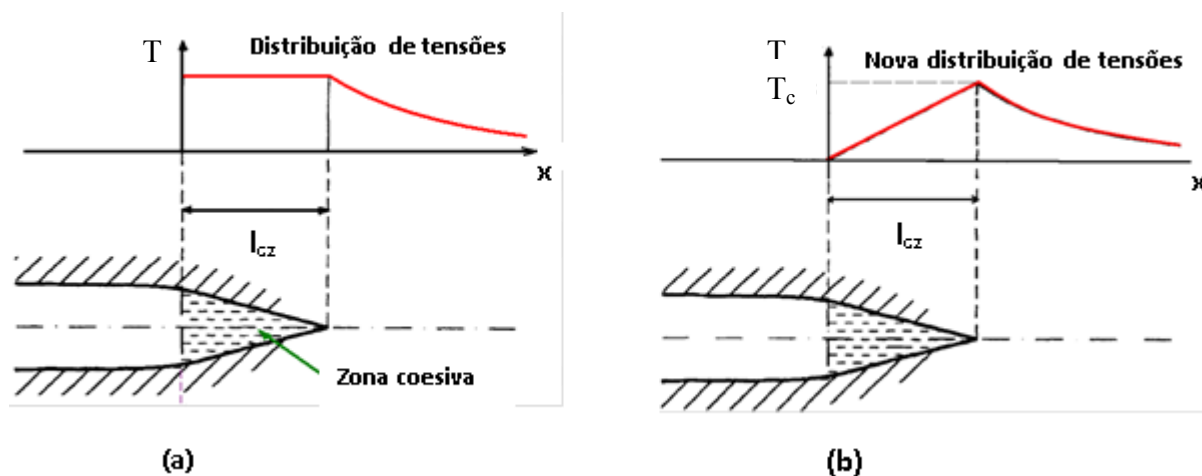


Figura 2.2. (a) Modelo zona coesiva de Dugdale ; (b) Modelo de Mi e al. para a distribuição de tensões na zona coesiva.

A relação entre as tensões e os deslocamentos dos nós do elemento de interface em modo puro I ou II é expressa através de uma lei coesiva. Na figura 2.3 representa-se um modelo de dano linear, identificando-se 3 zonas: região intacta; região de amolecimento; região de falha (Alfano, 2001; Camanho, 2001; Chen, 2001; Turon, 2007). A região intacta representa o comportamento elástico do elemento. O declive da curva na região intacta é chamado de fator de penalidade da rigidez (“*stiffness penalty*”). O valor de E_0 deve ser o mais elevado possível de modo a obter uma maior precisão de resultados, no entanto devem evitar-se valores excessivos que possam causar problemas de convergência e oscilações (Turon, 2007). O valor ótimo da rigidez da interface é pois o valor mais elevado que não origina problemas numéricos. A literatura recomenda valores da ordem de 10^6 N/mm³ (Camanho, 2002) ou 10^7 N/mm³ (Moura, 1997; Gonçalves, 2000). Turon (2005) afirma que a rigidez deve ser definida em função da malha de elementos finitos de acordo com a expressão:

$$K = \frac{\alpha E_3}{t} \quad 2.1$$

em que α é um coeficiente maior do que 1, E_3 é módulo de elasticidade na direção da espessura e t é a espessura do elemento adjacente ao elemento coesivo. Este autor verificou que um valor $\alpha=50$ permite perdas de rigidez global de somente 2% e permite evitar as oscilações numéricas.

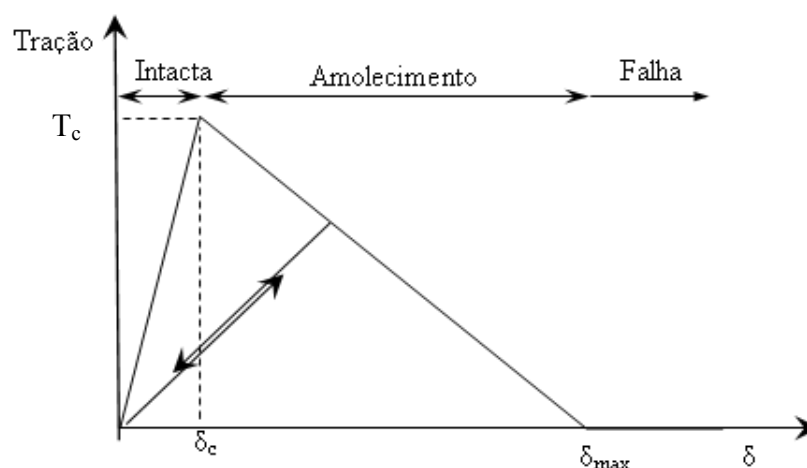


Figura 2.3. Modelo coesivo linear.

A região intacta termina no ponto (δ_c, T_c) , onde ocorre o início da delaminação. Este é o ponto em que as ligações químicas dos materiais começam a ser quebradas, i.e, onde tem início o fenómeno de descoesão. Por conseguinte, T_c corresponde à resistência interfacial inicial, enquanto δ_c é o deslocamento crítico correspondente ao início da delaminação. Em materiais contínuos, T_c pode igualar-se à tensão de rotura obtida em ensaios de tração. Em interfaces não é tão fácil obter o valor de T_c , pelo que este funciona normalmente como parâmetro de ajustamento aos resultados experimentais.

Após o início da delaminação, ocorre um amaciamento progressivo (amolecimento) da interface devido aos efeitos coesivos (Camanho, 2001; Yang, 2007). A região de amolecimento localiza-se entre o deslocamento crítico, δ_c e o deslocamento máximo, δ_{max} correspondente ao colapso do compósito, podendo provocar problemas de convergência (Alfano, 2001). A partir do ponto (δ_c, T_c) a tensão só pode diminuir. Se o deslocamento relativo aumentar, o dano aumenta e a tensão decresce. Se o deslocamento relativo diminuir, a tensão diminuirá proporcionalmente, conforme se representa. Se existir novo carregamento, o material segue a reta de inclinação mais baixa, pois o dano é irreversível. Na região de amolecimento:

$$T = (1 - d)E_0\delta. \quad 2.2$$

onde d é o parâmetro de dano. Verifica-se que nesta equação T apresenta um comportamento decrescente à medida que o parâmetro de dano, d , aumenta do valor 0 (ausência de dano), até ao valor 1 (dano total). A existência de dano não significa que ocorreu falha completa, indicando sim quão perto da delaminação total está a região em questão. A irreversibilidade do processo é simulada obrigando d a ser crescente. Num modelo de dano linear, o parâmetro de dano é dado por:

$$d = \frac{\delta_{max}(\delta - \delta_c)}{\delta(\delta_{max} - \delta_c)} \quad 2.3$$

em que δ_c é o deslocamento crítico correspondente ao início de propagação.

Na última fase, o dano atinge o seu valor máximo ($d=1$), o deslocamento crítico, δ_c é ultrapassado e o material delamina. Depois deste ponto, os elementos coesivos comportam-se como uma fenda em tração livre, tendo perdido toda a capacidade de dissipação de energia.

Resumindo, a lei constitutiva pode pois ser expressa por:

$$T = \begin{cases} K\delta & \text{se } \delta < \delta_c \\ (1-d)K\delta & \text{se } \delta_c < \delta < \delta_{\max} \\ 0 & \text{se } \delta > \delta_{\max} \end{cases} \quad 2.4$$

em que K é a rigidez do elemento coesivo. A lei coesiva linear fica completamente caracterizada pela tensão de rotura local e pela taxa de libertação de energia, que são determináveis experimentalmente. A área definida pela curva tensão-deslocamento relativo corresponde à taxa crítica de libertação de energia, G_c . A partir da tensão limite e de G_c , pode obter-se o deslocamento relativo máximo. O deslocamento crítico pode obter-se pela tensão de rotura local e pelo valor da rigidez da interface, cujo valor ótimo é o valor mais elevado que não origina problemas numéricos. Os valores G_c podem ser obtidos dos ensaios de fratura interlaminar, tal como o ensaio DCB em modo I e o ensaio ENF em modo II, porém a resistência interfacial, T_c , é mais difícil de obter (Morais, 2003). Contudo, na presença de uma pré-fenda, o papel da resistência interfacial limita-se à criação de uma zona de dano atrás da extremidade da fenda que evita variações de carga abruptas e os problemas numéricos resultantes. Assim, as previsões são relativamente independentes da resistência interfacial. Os restantes parâmetros dos modelos coesivos são determinados por ajustamento empírico de curvas numéricas a resultados experimentais.

A formulação constitutiva mais utilizada é a linear representada na figura 2.3, porém em algumas situações é necessário utilizar modelos um pouco mais complexos. Isso acontece, por exemplo, quando há fenómenos de *bridging* entre as faces da fenda (Morais, 2007). Assim, outras curvas têm sido propostas, nomeadamente a bilinear, trilinear, trapezoidal, amaciamento progressivo e amaciamento regressivo (Morais, 2007; Turon 2007), conforme se ilustra na figura 2.4. O modelo bilinear foi utilizado por Silva *et al.* (2014) para estudo de ossos humanos, pretendendo simular dois processos de dano que ocorrem na extremidade da fenda: micro-fissuração correspondente ao ramo inicial e *fiber bridging* representado pelo segundo tramo da lei coesiva. Dourado *et al.* (2014) utilizaram o modelo bilinear para estudo de delaminação em madeira tendo indicado mecanismos semelhantes.

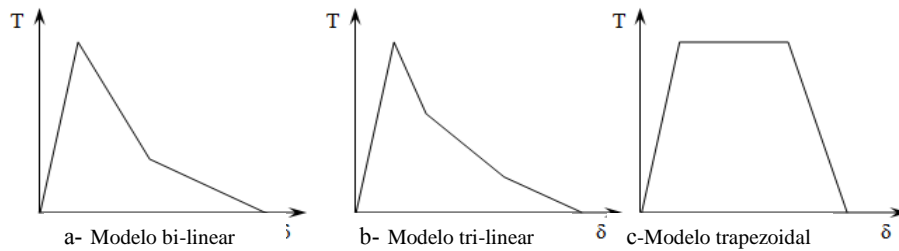


Figura 2.4. Outros modelos coesivos.

A aplicação dos elementos coesivos a componentes fissurados leva ao aparecimento de uma zona de processo (FPZ- “fracture process zone”), na frente da fenda, que é a região na qual o material está em processo de amaciamento. A dimensão da zona de dano está ilustrada esquematicamente na figura 2.5 para um provete DCB. Na literatura a dimensão da zona de dano é referida como comprimento da zona coesiva. A palavra “comprimento” pode ser utilizada uma vez que a espessura da zona coesiva é muito pequena e, portanto, pode ser negligenciada. A região delimitada pelos pontos de 2 a 4 define o amolecimento da interface, isto é, a zona de dano. Turon *et al.* (2007) estudaram o comprimento da zona coesiva, que depende da geometria do provete. Porém, todas as aproximações propostas têm a mesma estrutura que é expressa por:

$$L_{cz} = M \frac{E_{22} G_c}{t_c^2} \quad 2.5$$

em que E_{22} é o módulo de elasticidade transversal, G_c é a taxa de libertação de energia crítica e t_c é a tração que define o início de dano. Diferentes valores foram obtidos para o parâmetro M, conforme se indica na tabela 1.

Tabela 2.1. Parâmetro de dimensão da zona de dano (Turon, 2007).

Referência	M
Hui <i>et al.</i>	0.21
Irwin	0.31
Dugdale and Barenblatt	0.40
Rice <i>et al.</i>	0.88
Hillerborg <i>et al.</i>	1.00

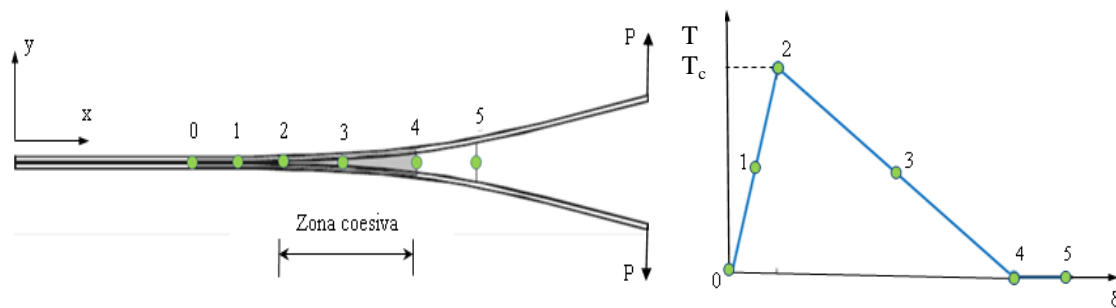


Figura 2.5. Zona coesiva nas proximidades da fenda e relação constitutiva linear.

Em resumo, os elementos de interface são usados para simular a iniciação e propagação de dano, enquanto os elementos volumétricos tradicionais representam deformações do meio contínuo. Os elementos coesivos permanecem inativos até o dano se iniciar, o que acontece quando o deslocamento relativo entre nós homólogos atinge um valor crítico. Os elementos de interface combinam aspectos de análise baseada em tensões, para simular a iniciação, com mecânica da fratura, para prever a propagação do dano. A singularidade na extremidade da fenda e seus efeitos são evitados considerando uma degradação gradual, o que reduz a dependência relativamente à malha (Moura, 2006). De notar ainda que é necessário incluir fenômenos não relacionadas com as forças coesivas, como a prevenção da interpenetração em modo I ou efeitos de atrito para o modo II e III. A utilização de elementos de descoesão, com as suas enormes vantagens no que diz respeito ao rigor da modelação, acarreta alguns inconvenientes em termos de dificuldades de convergência resultantes do processo de amaciamento, sobretudo para modelos mais complexos, nem sempre são fáceis de ultrapassar.

2.2. Aplicação do modelo coesivo

O modelo de zona coesiva tem sido largamente utilizado para o estudo da delaminação, até porque está implementado nos programas comerciais de elementos finitos (Wisnom, 2010; Harper, 2012, Hélénon, 2012). A base do modelo de zona coesiva é uma lei de tração que compreende uma zona elástica, até se atingir a resistência coesiva, σ_u . Há depois um processo de amaciamento progressivo até à rotura final, à qual a energia total dissipada é G_{Ic} .

Os elementos de interface têm sido utilizados na modelação de diferentes situações práticas. Marat-Mendes *et al.* (2006) estudaram compósitos unidireccionais fibra de vidro-epoxi em modos I, II e III. Pereira *et al.* (2005) estudaram também compósitos fibra de vidro-epoxi em modo I. O modelo de dano coesivo foi também aplicado ao estudo de juntas coladas (Moura, 2006; Campilho, 2014; Banea, 2014); compósitos de partículas (Segurado, 2004; Tsui, 2006), cimentos para próteses (Moreo, 2006) e fadiga (Muñoz, 2006), ossos em modo misto (Pereira, 2014) e ossos em modo I (Silva, 2014).

A validação dos modelos coesivos tem sido feita recorrendo a diferentes estratégias, nomeadamente modelos analíticos das curvas P- δ (Moura, 2006). É também usual comparar as curvas R (G_c versus comprimento de fenda) obtidas numérica e experimentalmente. As curvas R são obtidas dos resultados P- δ utilizando diferentes estratégias, como a *modified beam theory*, a *compliance calibration method* ou o *modified calibration method*.

2.3. Modelação no programa Marc-Mentat

Diferentes programas de elementos finitos têm sido utilizados para modelação das delaminações utilizando elementos coesivos, nomeadamente o Marc-Mentat e o Abaqus (Morais, 2007). No Programa Marc-Mentat o modelo de dano coesivo (CZM) é integrado num modelo estático inserindo elementos de interface no modelo do corpo. Estes elementos exigem uma espessura zero e assim não alteram a geometria dos modelos existentes. O programa Marc-Mentat possui uma biblioteca de elementos de interface, que podem ser usados para simular o início e propagação da delaminação. Os elementos disponíveis são 2D e 3D, lineares e quadráticos. Os elementos 3D podem ser pentaédricos ou hexaédricos. O comportamento constitutivo dos elementos está expresso em termos de trações versus deslocamentos relativos entre as extremidades superior e inferior/superfície dos elementos como mostrado na figura 2.6 para elementos 2D e 3D lineares.

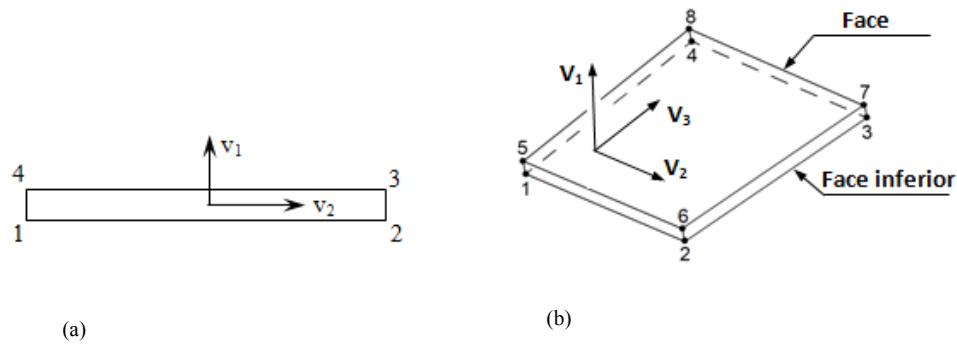


Figura 2.6. Elemento de interface lineares (a) 2D; (b) 3D hexaédrico.

Considerando um elemento de interface 3-D, por uma questão de generalidade, as componentes de deslocamento relativo são dadas por uma normal, V_n , e duas componentes de corte, V_s e V_t , expressas em relação ao sistema de elementos local:

$$V_n = \delta_1^{\text{sup.}} - \delta_1^{\text{inf.}}, \quad V_s = \delta_2^{\text{sup.}} - \delta_2^{\text{inf.}}, \quad V_t = \delta_3^{\text{sup.}} - \delta_3^{\text{inf.}} \quad 2.6$$

Com base nas componentes de deslocamento relativo, o deslocamento de abertura equivalente (ou efetivo) é definido como:

$$V = \sqrt{V_n^2 + V_s^2 + V_t^2} \quad 2.7$$

A lei de comportamento do elemento é definida como uma tração equivalente versus deslocamento relativo equivalente, conforme ilustra a figura 2.7. A área abaixo da curva é chamada energia coesiva ou taxa de libertação de energia crítica em modo I (G_{Ic}). O deslocamento correspondente ao início do dano é denominado deslocamento crítico (δ_c).

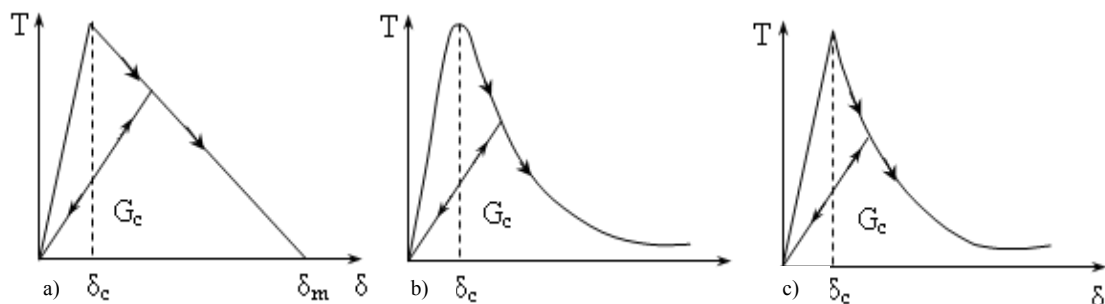


Figura 2.7. Modelos coesivos de delaminação:

- a) Linear; b) Exponencial; c) Exponencial-Linear.

A tração efetiva é introduzida como uma função de deslocamento de abertura efetivo e é caracterizada por uma resposta inicial reversível seguida de uma resposta irreversível, logo que um valor crítico do deslocamento de abertura efetivo δ_c é atingido. A parte irreversível é caracterizada pelo aumento do dano que varia de 0 (início da delaminação) a 1 (delaminação completa). Existem três funções padrão disponíveis, a função bilinear, exponencial e uma função linear-exponencial, como representado na figura 2.7.

Para a função linear-exponencial, que foi a utilizada neste estudo:

$$T = \frac{2qG_c}{\delta_c(q+2)} \frac{\delta}{\delta_c} \quad se \quad 0 < \delta \leq \delta_c$$

$$T = \frac{2qG_c}{\delta_c(q+2)} e^{q(1-\frac{\delta}{\delta_c})} \quad se \quad \delta > \delta_c$$
2.8

em que G_c é a taxa de libertação de energia (energia coesiva), δ_c é o deslocamento crítico, e q é o fator de decaimento exponencial. A tração máxima efetiva, T_c , correspondente ao deslocamento de abertura efetivo crítico, é expressa por:

$$T_c = \frac{2qG_c}{\delta_c(q+2)}$$
2.9

Pode considerar-se um comportamento distinto nas direções normais e de corte através do parâmetro β_1 , que define a razão entre a tensão máxima em corte e a tensão máxima em tensão. Esta razão é utilizada para redefinir o deslocamento de abertura efetivo de acordo com:

$$V = \sqrt{V_n^2 + \beta_1 V_s^2 + \beta_1 V_t^2}$$
2.10

O parâmetro β_1 permite alguma flexibilidade, porém assume que a energia coesiva em tensão e corte é a mesma. É ainda possível considerar diferentes energias coesivas em corte e em tração utilizando o parâmetro β_2 , que é razão entre as energias de corte e normal ($G_{IIc} = \beta_2 G_{Ic}$). Se $\beta_2 \neq 0$, a curva tração-deslocamento é definida como uma combinação linear entre a resposta em tração pura e corte puro. Os parâmetros β_1 e β_2 permitem flexibilizar a modelação de modo misto (tração-corte). Porém, a melhor solução

é talvez considerar o valor experimental de G_c obtido em modo misto, para a razão de modos em questão.

De modo a evitar problemas de convergência na simulação de delaminação pode ativar-se a dissipação de energia viscosa. A ideia básica do modelo de dissipação é que quando a delaminação começa, a taxa de deformação pode aumentar bruscamente. Este aumento é utilizado para alterar a relação constitutiva com uma contribuição viscosa, proporcional à taxa de abertura efetiva e ao fator de energia viscosa, ζ . De acordo com Yan (2011), o procedimento de aumento de carga é também muito importante para o modelo de zona coesiva. Na região de instabilidade o programa necessita de pequenos incrementos para permitir a boa modelação do comportamento instável. O método de *arc-length* consiste na introdução de uma restrição adicional à equação de equilíbrio não linear do problema. A solução do problema de equilíbrio, juntamente com a restrição adicionada, mantém o deslocamento limitado, evitando a divergência durante o processo de resolução. Este método, no entanto, parece ser inferior ao método *Auto-Step*. De acordo com Yan (2011), o método *Auto-Step* converge consistentemente após a primeira falha.

Após a falha da interface e no caso de existir compressão, o modelo coesivo retém a rigidez à compressão, evitando a penetração da superfície danificada. A componente de corte é porém enfraquecida. No Marc, o parâmetro de dano é definido como:

$$D = \frac{G - G_{\text{elastic}}}{G_c - G_{\text{elastic}}} \quad 2.11$$

Este parâmetro é uma função crescente que varia entre zero (elemento intacto) e um (colapso).

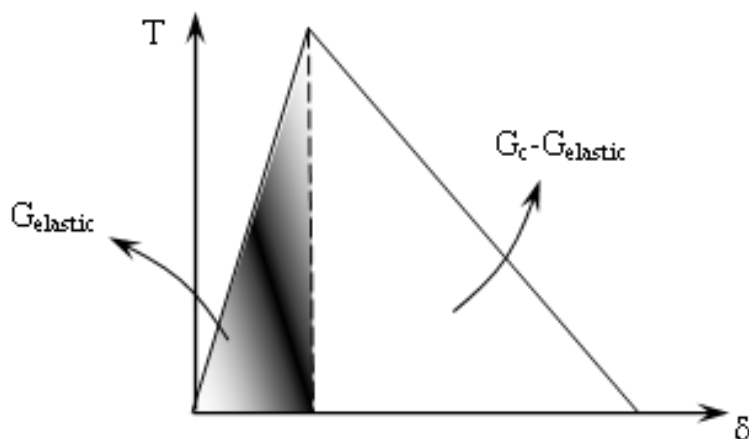


Figura 2.8. Quantidades para determinação do parâmetro de dano.

2.3.1. Modelos baseados na mecânica da fratura

O programa de elementos finitos Marc-Mentat disponibiliza duas alternativas aos elementos coesivos para modelação do fenómeno da delaminação em compósitos. A primeira alternativa consiste em utilizar uma análise de falha progressiva. O material comporta-se elasticamente até ao ponto de falha, que acontece quando se atinge um critério de falha. Existem vários critérios de ruína de materiais compósitos implementados: tensão máxima, deformação máxima, Tsai-Wu, Hoffman, Hill, Hashin e Puck. A progressão da delaminação pode ser simulada pela degradação de uma camada de elementos finitos.

A segunda alternativa baseia-se na utilização na técnica *Virtual Crack Closure Technique* (VCCT), proposta por Rybicki *et al.* (1977). A VCCT baseia-se no princípio de que quando a fenda se propaga, a energia libertada no processo é igual ao trabalho requerido para fechar a fenda até ao seu comprimento original. As componentes em modos I, II e III, G_I , G_{II} and G_{III} , respetivamente, podem ser calculadas a partir das tensões nodais na extremidade da fenda e dos deslocamentos relativos dos nós adjacentes, obtidos a partir de uma análise de elementos finitos. As energias associadas aos diferentes modos somam-se para obter uma energia equivalente. A propagação de fenda acontece quando a taxa de libertação de energia local atinge um valor crítico, isto é, quando $G > G_c$. Os valores de G_c devem ser determinados para modo puro ou para modo misto, utilizando provetes adequados. A progressão de fenda pode fazer-se por libertação de contacto colado, ao longo das faces dos elementos ou por re-malhagem automática. A versão 2013 do Marc-

Mentat permite fazer progressão de fenda com re-malhagem automática do corpo com a nova frente de fenda, em geometrias 2D e 3D. Neste caso a propagação pode fazer-se em qualquer direção, utilizando-se um critério para identificar a direção de propagação em cada nó. A progressão de fenda pode ainda fazer-se através das faces dos elementos por separação automática de nós (*node splitting*). Finalmente, a interface onde se espera a propagação de fissura pode também ser simulada utilizando a opção *Glue* do programa. Neste caso não há divisão de nós, pois na interface colada os nós são originalmente definidos de modo separado. Uma vez que as duas partes do corpo estão coladas, elas podem ser definidas com malhas não compatíveis, isto é, os nós não precisam de coincidir para que haja ligação entre as duas partes. A propagação só pode fazer-se ao longo das superfícies coladas, o que obriga o utilizador a definir o caminho de propagação. Após a libertação, um nó pode contactar a nova superfície, mas não cola, isto é, não volta ao seu estado anterior. Em elementos com nó intermédio, este liberta-se ao mesmo tempo que o correspondente nó de canto é libertado. Esta abordagem é eficiente em termos computacionais pois permite calcular G a partir de uma única análise. Necessita porém que se defina uma frente de fenda inicial.

Os modelos de VCCT implementados no programa Marc-Mentat têm demonstrado capacidade para replicar resultados de delaminação obtidos por outros softwares (Orifici, 2012) ou experimentalmente (Yan, 2011). Além disso, o Marc-Mentat demonstrou ser computacionalmente mais eficiente do que o Abaqus na análise de delaminação pela VCCT (Orifici, 2012).

3. MODELO NUMÉRICO

Simulações numéricas que representem a delaminação e possam quantificar o dano em diversas situações de carregamento são fundamentais para o desenvolvimento de projetos com materiais compósitos. Neste trabalho foi utilizado o programa comercial de elementos finitos Marc-Mentat 2013 para desenvolver modelos numéricos de previsão da falha por delaminação em modo I no provete DCB. As simulações numéricas realizadas com elementos finitos tiveram como objetivo representar o comportamento do material compósito em termos de delaminação.

3.1. Geometria

A figura 3.1 mostra a geometria do provete DCB utilizado para estudo do compósito fibra de vidro-epoxi, sendo o modelo físico 2D considerado para simulação do ensaio ilustrado na figura 3.2. O apoio inferior foi simulado fixando um ponto (A), enquanto o carregamento era aplicado no nó superior (B). O movimento horizontal de B foi impedido com um apoio móvel, conforme se ilustra, para garantir que A e B se mantinham na mesma direção vertical. O ensaio foi feito controlando o deslocamento, isto é, o deslocamento vertical do ponto B foi aumentado progressivamente.

O comprimento inicial de fenda, a_0 , é de 45 mm, pelo que $\frac{a_0}{L} = \frac{45}{115} = 0.39$, em que L é a dimensão longitudinal do provete. Na literatura foram observados valores de $\frac{a_0}{L} = \frac{22}{70} = 0.31$ (Pereira, 2014).

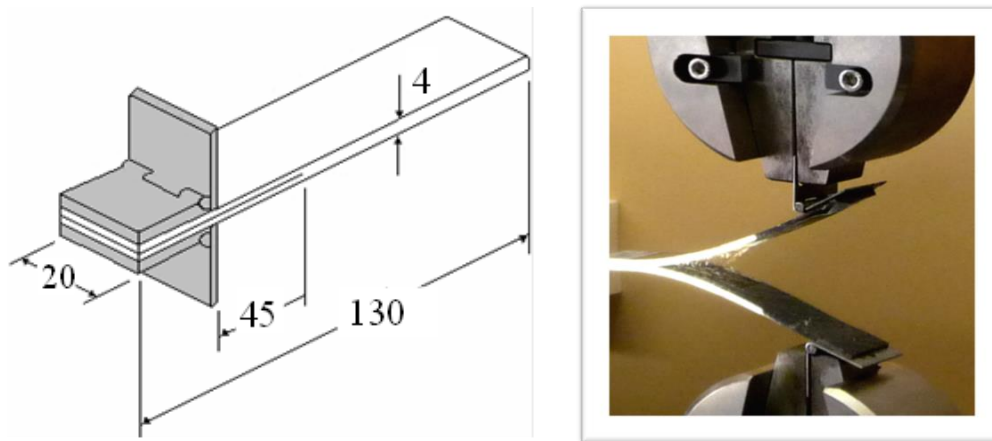


Figura 3.1. Ensaio DCB.

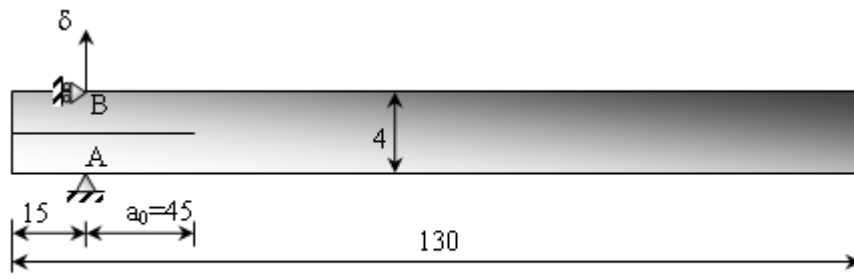


Figura 3.2. Modelo físico (dimensões em mm), para fibra de vidro-epoxi.

Na figura 3.3 representa-se o modelo físico considerado para estudo do compósito carbono-epoxi. A largura considerada para o provete foi de 26 mm

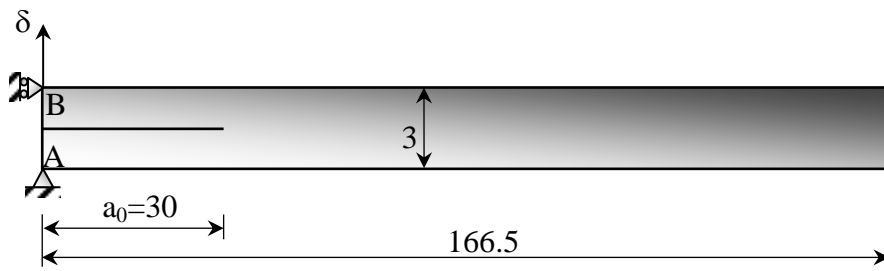
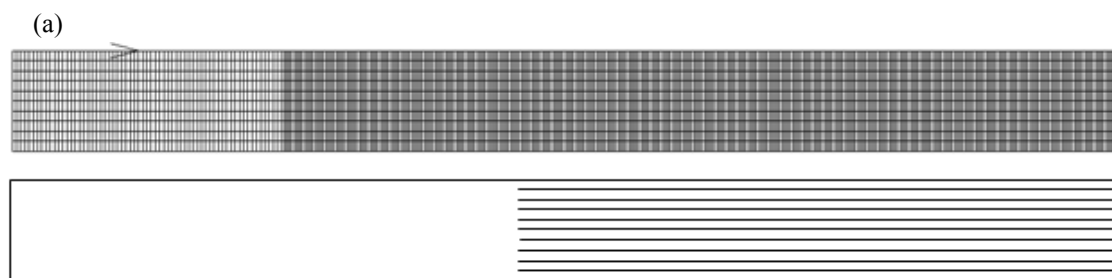


Figura 3.3. Modelo físico (dimensões em mm), para carbono-epoxi.

3.2. Malhas de elementos finitos

O modelo físico do provete foi implementado, como já referido, no programa Marc-Mentat 2013. No provete DCB foram utilizados padrões regulares de malhas, com elementos quadrados ou retangulares. A malha base adotada consistia num padrão regular de elementos quadrados, com 4 elementos na direção da espessura compreendendo 520 elementos isoparamétricos lineares (cada um com $1 \times 1 \text{ mm}^2$) e 70 elementos de interface. Essa malha foi depois otimizada, nomeadamente no que diz respeito à dimensão dos elementos de interface. Os elementos de interface são colocados ao longo do plano de delaminação, à frente da extremidade de fenda inicial, por onde espera que ocorra propagação. Estes elementos têm 4 nós e uma espessura nula. A falha de um elemento equivale a um aumento do comprimento de delaminação igual à dimensão do elemento. Numa primeira abordagem considerou-se somente uma camada de elementos coesivos, porém numa segunda fase consideraram-se 9 camadas de elementos coesivos, procurando simular as 9 interfaces existentes num compósito com 10 camadas de fibra. Na figura 3.4 representa-se uma das malhas consideradas neste estudo, com 9 camadas de elementos coesivos. O efeito desta alteração foi mais significativo do que o esperado, tendo-se obtido variações de 12 % na energia dissipada pelo provete até um deslocamento de 60 mm. Na figura 3.5 representa-se um modelo de elementos finitos do provete DCB e a sua deformada, onde é possível identificar os elementos de interface.



(b) **Figura 3.4.** Provete DCB: (a) Malha de elementos finitos. (b) Elementos coesivos.

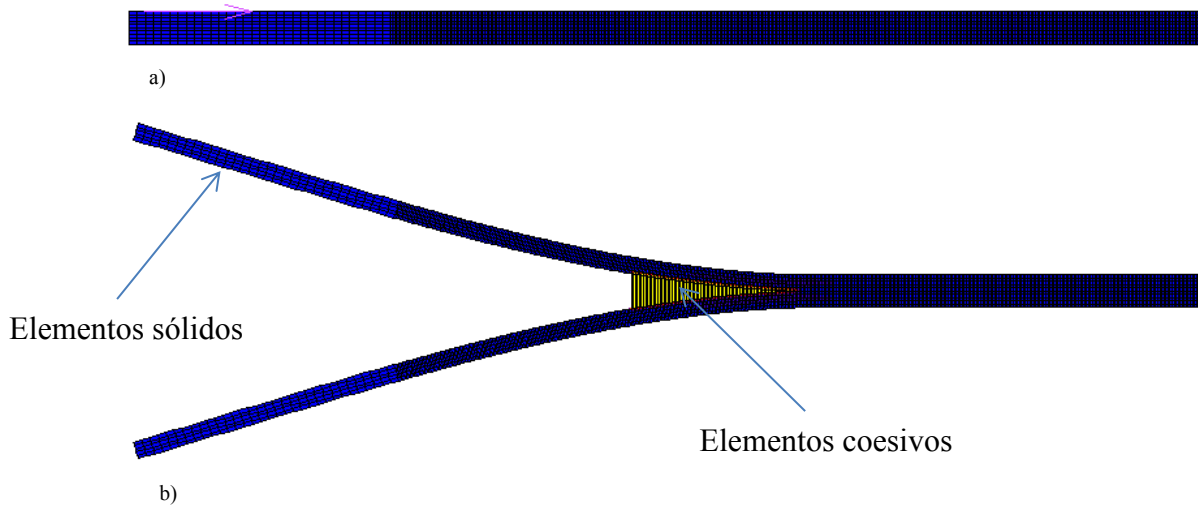


Figura 3.5. Imagens retiradas do programa Marc-Mentat 2013:
a)Forma original b)forma deformada da malha de elementos finitos.

Nas figuras 3.6, 3.7 e 3.8 pode ver-se o efeito da alteração dos valores da taxa de libertação de energia, G_{Ic} , deslocamento crítico, δ_c , e fator de decaimento exponencial, q , nas curvas que caracterizam o modelo coesivo linear-exponencial. Para o amortecimento viscoso considerou-se o valor proposto por defeito no programa Marc-Mentat (0.005). O aumento de G_{Ic} , que é a área debaixo da curva carga equivalente versus deslocamento relativo equivalente, faz subir a curva que caracteriza o dano, como seria de esperar. Para valores relativamente altos do deslocamento, δ , as curvas coincidem, o que indica não haver efeito na dimensão da zona coesiva. A redução do deslocamento crítico altera substancialmente a curva de dano, aumentando a tensão crítica, T_c , isto é vai-se ter um valor de pico maior. Por outro lado ocorre um decaimento mais rápido e por isso a degradação dos elementos dá-se para deslocamentos mais baixos. A alteração do fator de decaimento tem um efeito semelhante. Na literatura (Yan, 2011), e para o modelo linear, propõem-se valores de deslocamento máximo, $\delta_{m\acute{a}x}$, da ordem de 0.02 a 0.05 mm, portanto bastante inferiores aos deslocamentos propostos pelo modelo linear exponencial. Nas diferentes curvas apresentadas a zona de crescimento linear, que caracteriza o comportamento elástico e reversível, é quase impercetível. A inclinação da curva na zona linear define a rigidez inicial dos elementos de interface, que deve ser bastante elevada.

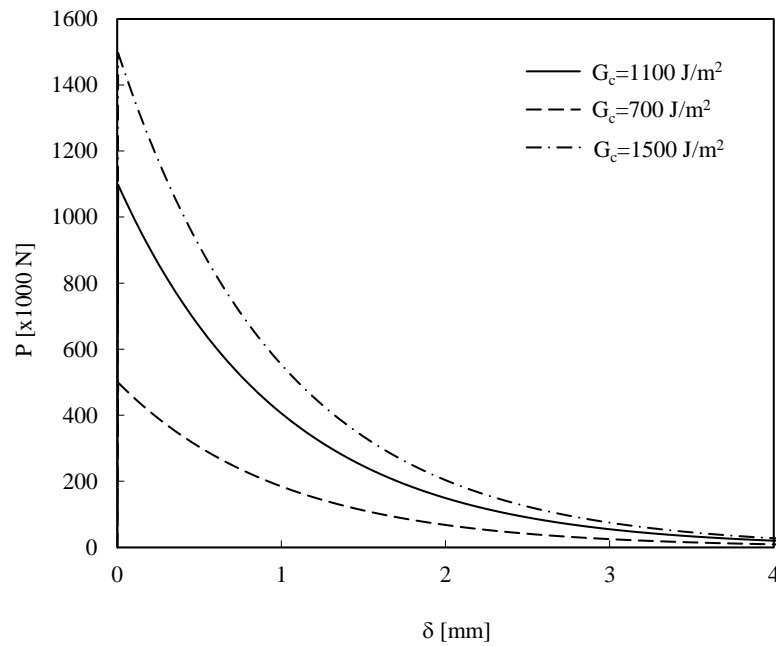


Figura 3.6. Modelo coesivo: efeito de G_c ,
 ($\delta_c = 5 \times 10^{-6}$ m, $q = 0.005$)

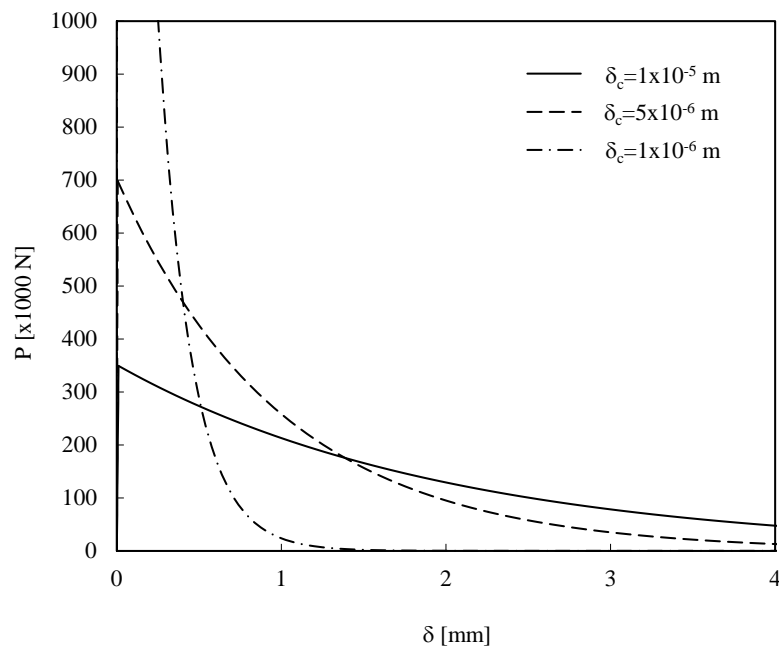


Figura 3.7. Modelo coesivo: efeito de δ_c ,
 ($G_c = 700 \text{ J/m}^2$, $q = 0.005$)

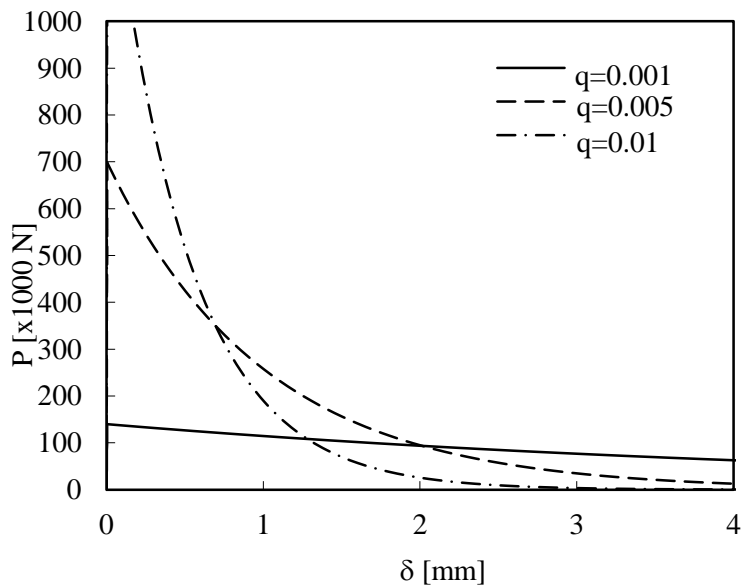


Figura 3.8. Modelo coesivo: efeito de q .
 ($G_c = 700 \text{ J/m}^2$, $\delta_c = 5 \times 10^{-6}$)

3.3. Propriedades dos materiais

Os compósitos laminados foram considerados contínuos, homogêneos, ortotrópicos e com comportamento linear elástico. As propriedades elásticas obtidas para o compósito fibra de vidro-epoxi são apresentadas na tabela 3.1, tendo sido obtidas utilizando uma técnica de ressonância e utilizando um modelo numérico multi-camada. Pereira *et al.* (2005) refere que as propriedades elásticas na direção da espessura continuam a ser um tópico de investigação, tendo considerado valores típicos de compósitos unidirecionais: $E_{33} = 8 \text{ GPa}$, $\nu_{13} = \nu_{23} = 0.33$; $G_{13} = G_{23} = 3 \text{ GPa}$.

Tabela 3.1. Constantes elásticas do material compósito fibra de vidro-epoxi.

$E_{11} = 20.8 \text{ GPa}$	$G_{12} = 8.4 \text{ GPa}$	$\nu_{12} = 0.58$
$E_{22} = 11.4 \text{ GPa}$	$G_{13} = 2.5 \text{ GPa}$	$\nu_{13} = 0.16$
$E_{33} = 9.6 \text{ GPa}$	$G_{23} = 2.3 \text{ GPa}$	$\nu_{23} = 0.25$

Na tabela 3.2 apresentam-se os valores médios de taxa de libertação de energia para modos I, II e misto, obtidos experimentalmente para o compósito fibra de vidro-epoxi. A resistência à delaminação é maior em modo II, o que era esperado (Davies, 1998; Brunner, 2008). A tensão limite para início da delaminação foi utilizada como parâmetro de ajustamento. Ainda assim, considerando como valores extremos $\sigma_u=10$ MPa e $\sigma_u=100$ MPa, obtiveram-se para δ_c valores na gama 10^{-5} - 10^{-7} , dependendo do valor considerado para q . Pereira *et al.* (2005) refere que em compósitos laminados multi-direcionais se obtêm valores de G_{Ic} 3-4 vezes superiores aos obtidos para laminados unidirecionais, o que está associado a fenómenos de dano intralaminar (*intraply*), frequentemente associado com pontes de fibras, e também *crack branching*.

Tabela 3.2. Valores médios da taxa de libertação de energia, (Silva, H., 2004)

Ensaio	c (mm)	G_{II}/G (%)	G_c (J/m ²)
DCB	-	0	1104.2
MMB	137	16	1204.3
MMB	67	30	1222.9
MMB	47	44	1410.8
ENF	-	100	1960.1

3.4. Otimização do modelo numérico

As variáveis numéricas que afetam as previsões numéricas são:

- modelo de dano, o programa Marc-Mentat disponibiliza 3 modelos coesivos: bi-linear; exponencial, linear-exponencial;
- deslocamento crítico, δ_c , a partir da qual começa a ocorrer o dano irreversível;
- expoente de decaimento, q (modelo linear exponencial);
- malha de elementos finitos e particularmente a dimensão dos elementos coesivos;
- tipo de elementos finitos (linear/quadrático), incluindo ordem de integração.

Como parâmetros físicos podem identificar-se as variáveis ligadas à geometria e ao material. Os parâmetros geométricos do provete DCB são a espessura (t) e a largura (W) dos provetes, o comprimento inicial de fenda (a_0) e a forma da fenda em modelos 3D. As propriedades dizem respeito ao laminado e à interface. O laminado tem um comportamento linear elástico e ortotrópico, caracterizado por 9 constantes elásticas. A taxa de libertação de energia crítica, determinada experimentalmente, caracteriza a tenacidade da interface.

De seguida faz-se uma optimização da malha de elementos finitos, nomeadamente a dimensão dos elementos coesivos, após o que se faz uma comparação das previsões numéricas com os resultados experimentais.

3.4.1. Estudo de refinamento de malha

A malha de elementos finitos é um dos parâmetros numéricos mais relevantes. Malhas demasiado largas produzem erros significativos, enquanto malhas muito refinadas podem tornar-se inoportáveis em termos numéricos sem produzirem melhorias significativas das previsões. Há pois normalmente uma dimensão ótima para os elementos finitos, que permite boas previsões com esforços numéricos aceitáveis. Assim, foi feito um estudo de refinamento da malha para otimizar a dimensão da malha, e em particular a dimensão dos elementos coesivos. Na figura 3.9 pode ver-se o efeito do refinamento da malha nas curvas carga-deslocamento. O refinamento da malha faz baixar as curvas de um modo significativo, particularmente na zona da curva correspondente à progressão de fenda. Na fase inicial da curva até ao pico, correspondente à acumulação de dano na posição inicial da fenda, não há grande efeito. Além disso, verificou-se que alteração das curvas está relacionada com a dimensão dos elementos coesivos e não com a dimensão dos elementos sólidos na direção da espessura do provete.

Na figura 3.10 representa-se a energia dissipada no provete DCB até um deslocamento de 50 mm, em função do número de elementos na zona coesiva. Notar que o eixo das ordenadas está bastante ampliado. Para $G_{Ic} = 1104 \text{ J/m}^2$ a zona coesiva tem uma dimensão de cerca de 7 mm, enquanto nas 4 malhas estudadas os elementos coesivos tinham comprimentos de 1, 0.5, 0.25 e 0.125 mm. Pode ver-se na figura 3.10 que há uma convergência da energia com o refinamento de malha. A variação de resultados entre 14 e 28 elementos na zona coesiva é de 1.9 %. Ainda assim, o aumento de G_{Ic} parece aumentar

as dificuldades de convergência. Foi feito um outro estudo de refinamento da malha para o compósito carbono-epoxi ($G_{Ic} = 700 \text{ J/m}^2$) em que foram estudadas 3 malhas com elementos de comprimentos 0.5, 0.25, 0.125 mm. Como se verifica na figura 3.11. também para este material existe uma convergência com o refinamento de malha. Com base nos resultados obtidos recomenda-se a utilização de malhas com cerca de 30 elementos na zona de dano. Isso corresponde a elementos coesivos com dimensão de cerca de 0.2 mm, o que está dentro da gama de valores utilizados na literatura. De facto, Orifici (2012) propôs elementos de 0.5 mm na direção de propagação da delaminação, tendo-se baseado em estudos de refinamento da malha (Krueger, 1994, 2006). Bajurko (2012) considerou elementos de 0.125 mm na modelação de um provete DCB. Turon (2005) sugeriu para o ensaio DCB que os elementos devem ter no máximo 1 mm na direção de propagação. Turon (2005) sugeriu ainda que é possível utilizar malhas mais largas se a resistência dos elementos coesivos for reduzida. Alfano (2001) sugere que a redução da resistência não afeta a exatidão dos resultados e permite uma melhoria da convergência da análise.

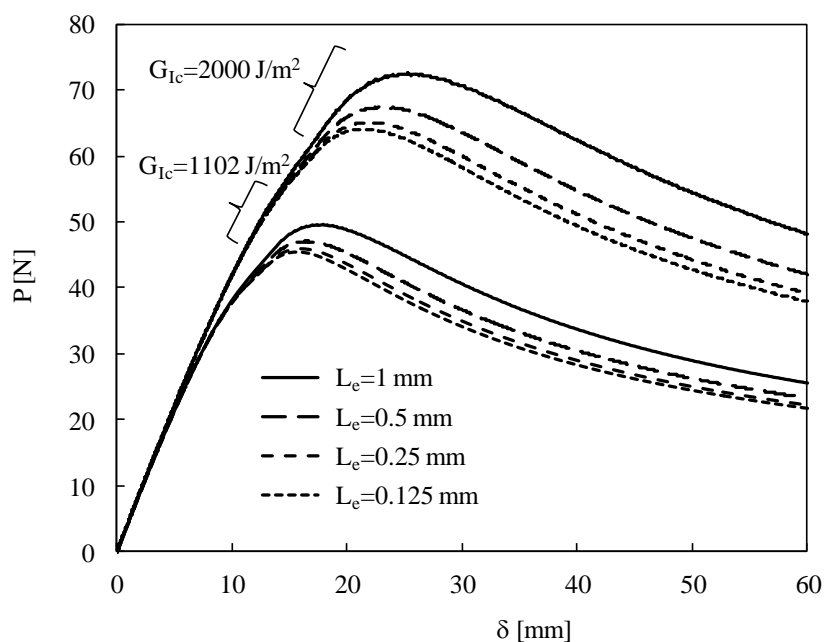


Figura 3.9. Efeito da malha nas curvas carga-deslocamento.
($\delta_c = 5 \times 10^{-7} \text{ m}$; $q = 0.01$, $t = 4 \text{ mm}$, $W = 25 \text{ mm}$, $a_0 = 45 \text{ mm}$)

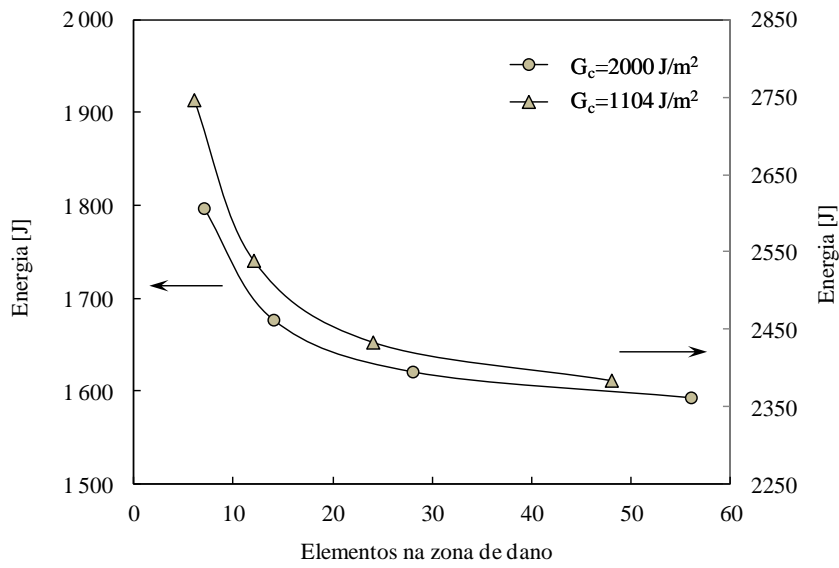


Figura 3.10. Efeito do número de elementos na zona coesiva.
 (\$\delta_c = 5 \times 10^{-7} \text{ m}\$; \$q = 0.01\$, \$t = 4 \text{ mm}\$, \$W = 25 \text{ mm}\$, \$a_0 = 45 \text{ mm}\$)

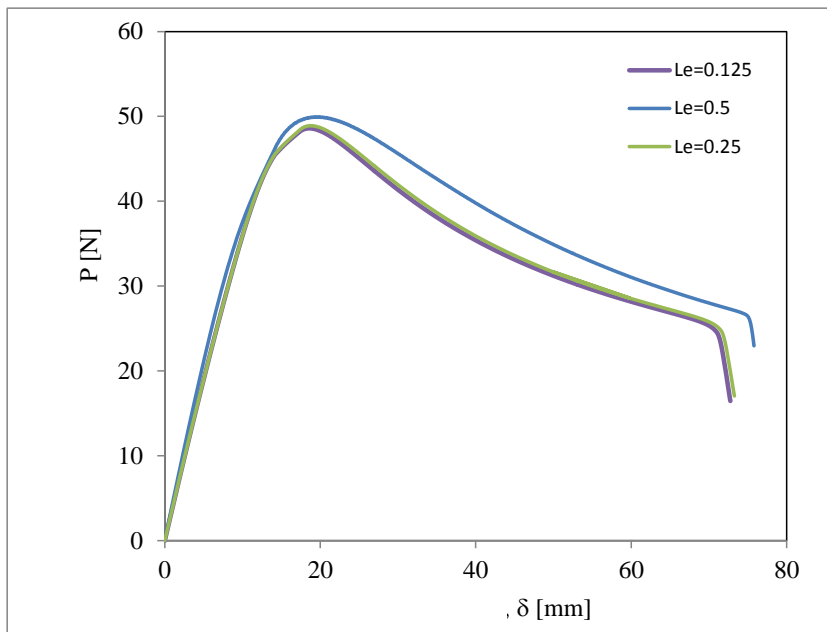


Figura 3.11. Efeito da malha nas curvas carga-deslocamento para \$G_c = 700 \text{ J/m}^2\$.
 (\$\delta_c = 5 \times 10^{-6} \text{ m}\$; \$q = 0.05\$, \$t = 4 \text{ mm}\$, \$W = 25 \text{ mm}\$, \$a_0 = 45 \text{ mm}\$)

3.4.2. Análise de sensibilidade

Foi feita uma análise de sensibilidade relativamente aos parâmetros numéricos, procurando perceber quais destes têm mais impacto nas previsões numéricas. É sobre esses parâmetros, com maior relevância, que se deve incidir a maior atenção.

A sensibilidade adimensional foi definida como sendo:

$$\Delta y = \frac{\partial y}{\partial x} / \frac{y}{x} \quad 3.1$$

Notar que uma sensibilidade de 0.5 indica que uma variação de 1% em x e uma variação de 0.5% em y (Tortorelli, 1994). Os parâmetros tomados como referência foram: $G_{Ic}=1104 \text{ J/m}^2$, $\delta_c=5 \times 10^{-7} \text{ m}$, $q=0.01$, $L_{ec}=0.25 \text{ mm}$ (dimensão dos elementos coesivos). Além disso, foi considerada uma espessura de 4 mm para os provetes DCB e um comprimento inicial de fenda de 45 mm. Notar que, tendo que conta que a zona coesiva tem uma dimensão de 7 mm, há 28 elementos coesivos na zona de dano. O parâmetro dependente considerado na análise de sensibilidade foi a energia dissipada pelo provete até um deslocamento de 50 mm.

Na figura 3.12 podem ver-se alguns dos resultados obtidos. Há uma sensibilidade relativamente grande em relação a G_{Ic} e à dimensão dos elementos coesivos.

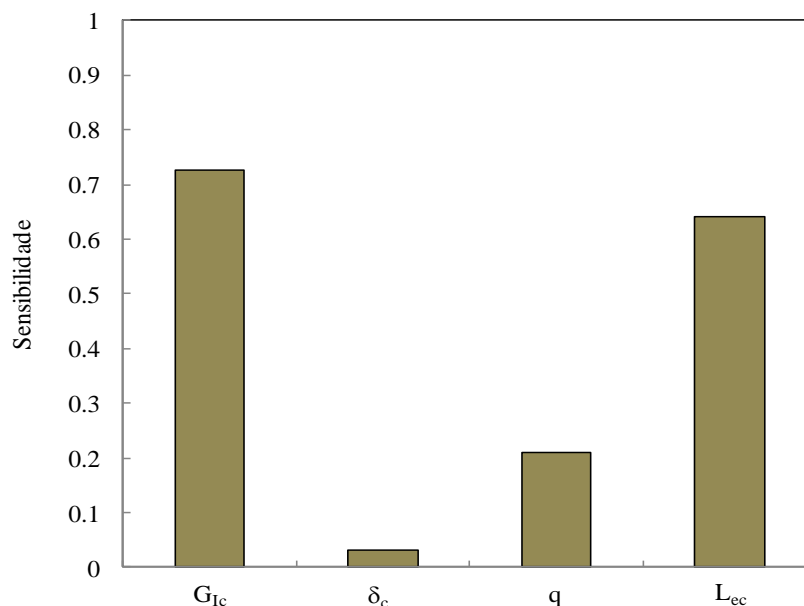


Figura 3.12. Sensibilidade adimensional.

($G_{Ic}=1104 \text{ J/m}^2$, $\delta_c=5 \times 10^{-7} \text{ m}$; $q=0.01$, $L_{ec}=0.25 \text{ mm}$, $t=4 \text{ mm}$, $W=25 \text{ mm}$, $a_0=45 \text{ mm}$).

3.4.3. Validação com resultados experimentais

As previsões numéricas foram comparadas com resultados experimentais, com vista à validação do procedimento numérico utilizado para simular a delaminação. Na figura 3.13 podem ver-se diferentes curvas obtidas variando os parâmetros δ_c e q dos elementos de interface. Pode notar-se que a propagação é praticamente independente destes parâmetros, uma vez que as curvas são similares na zona de propagação da fenda. Isto é, a propagação da fenda não depende de δ_c nem de q . É na fase inicial de acumulação de dano que se notam algumas diferenças.

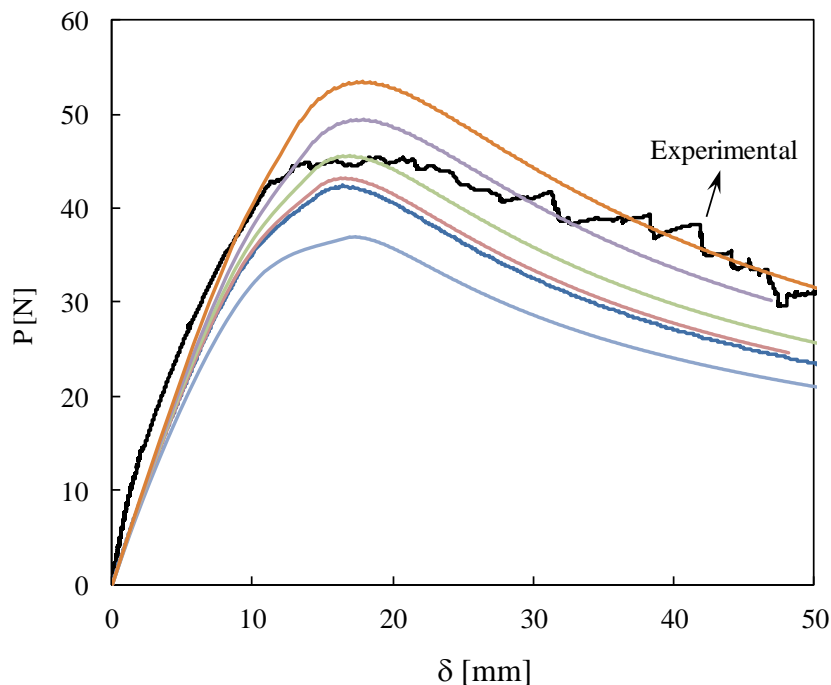


Figura 3.13. Curvas carga-deslocamento para diferentes parâmetros do modelo coesivo. ($G_{ic} = 1104 \text{ J/m}^2$, $t = 4 \text{ mm}$, $W = 25 \text{ mm}$, $a_0 = 45 \text{ mm}$).

δ_c e q foram utilizados como parâmetros de ajustamento dos resultados experimentais. Essa é uma prática corrente na literatura para materiais para os quais é difícil obter a tensão de rotura. No caso de materiais contínuos, como osso ou madeira, é viável considerar que a tensão de rotura obtida em ensaios de tração é igual à tensão de rotura na extremidade da fenda. Porém, em interfaces não é fácil ter à priori o valor da tensão de rotura. Assim, esta é utilizada como parâmetro de ajustamento utilizando uma

abordagem de engenharia inversa. É ainda possível balizar os valores da tensão de rotura, dentro de valores fisicamente realistas. A equação:

$$T_c = \frac{2qG_c}{\delta_c(q+2)} \quad 3.2$$

permite obter a carga de rotura em função de G_{Ic} , δ_c e q .

A energia dissipada até um deslocamento de 50 mm prevista numericamente foi comparada com o valor experimental, com vista a identificar os valores ótimos de δ_c e q . Os valores obtidos foram $\delta_c=5 \times 10^{-7}$ m e $q=0.01$, porém podem existir outros pares de valores a permitir um bom ajustamento de resultados. Na figura 3.14 faz-se uma comparação entre as previsões numéricas e os resultados experimentais. Há uma boa concordância, embora exista alguma diferença no valor máximo de carga.

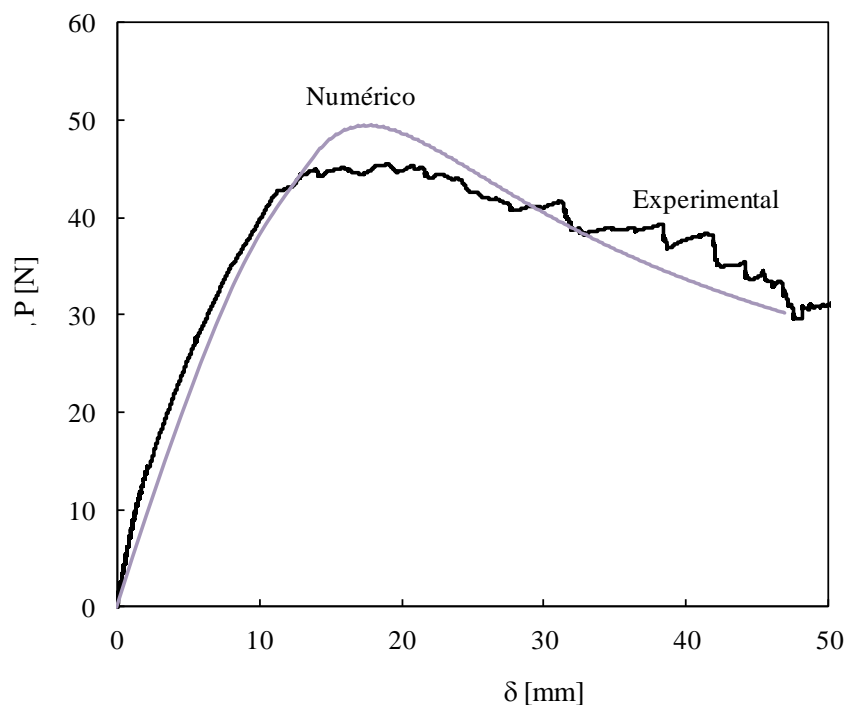


Figura 3.14. Força-deslocamento: previsões numéricas versus resultados experimentais.

($G_{Ic}=1104$ J/m², $\delta_c=5 \times 10^{-7}$ m; $q=0.01$, $L_{ec}=0.25$ mm, $t=4$ mm, $W=25$ mm, $a_0=45$ mm).

A validação do modelo numérico foi também feita comparando a progressão de fenda obtida numericamente com os valores medidos experimentalmente. Na figura 3.15 pode observar-se essa comparação. O comprimento inicial de fenda é de 45 mm, conforme

se indicou na figura 3.1. A progressão de fenda começou a ocorrer para um deslocamento de aproximadamente 12 mm, tendo a partir daí uma variação linear. Há uma excelente concordância entre as previsões numéricas e os resultados experimentais, o que indica um bom desempenho do modelo numérico. Numericamente considerou-se que fenda inclui os elementos que já colapsaram totalmente, pelo que a zona de dano não foi incluída no comprimento de fenda.

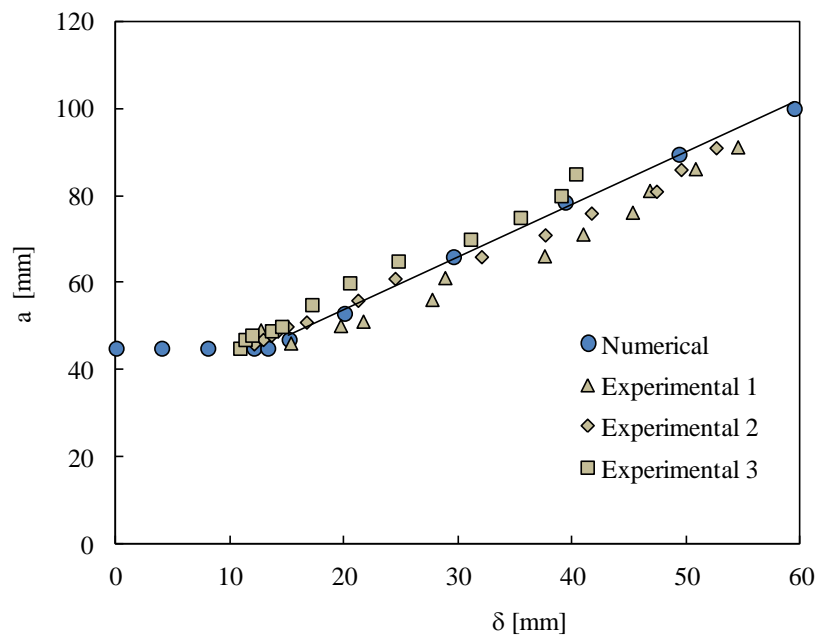


Figura 3.15. Comprimento de fenda: previsões numéricas versus resultados experimentais.

($G_{Ic}=1104 \text{ J/m}^2$, $\delta_c=5 \times 10^{-7} \text{ m}$; $q=0.01$, $L_{ec}=0.25 \text{ mm}$, $t=4 \text{ mm}$, $W=25 \text{ mm}$, $a_0=45 \text{ mm}$).

4. RESULTADOS NUMÉRICOS

Neste capítulo numa primeira fase apresentam-se os resultados típicos para o provete DCB, numa segunda etapa faz-se um estudo de sensibilidade relativamente aos parâmetros físicos, após o que se faz uma análise dos parâmetros mais relevantes.

Na parte final do capítulo é feita uma análise paramétrica das etapas de acumulação e propagação de dano.

4.1. Ensaio DCB

Na figura 4.1 comparam-se as curvas carga-deslocamento obtidas com e sem elementos coesivos. Quando se utilizam somente elementos sólidos no modelo numérico, existe um comportamento linear elástico, que depende das propriedades elásticas e da geometria do laminado (espessura, largura e comprimento). Quando se utilizam elementos coesivos, a curva tem uma fase ascendente em que inicia o dano na extremidade da fenda, pois há uma separação relativamente ao comportamento elástico. O pico de carga corresponde grosseiramente ao início de propagação da fenda. Toda a parte descendente da curva diz respeito à propagação de fenda por acumulação de dano. No laminado fibra de vidro-epoxi em estudo há uma progressão de fenda, observada e quantificada experimentalmente, conforme ilustra a figura 3.15..

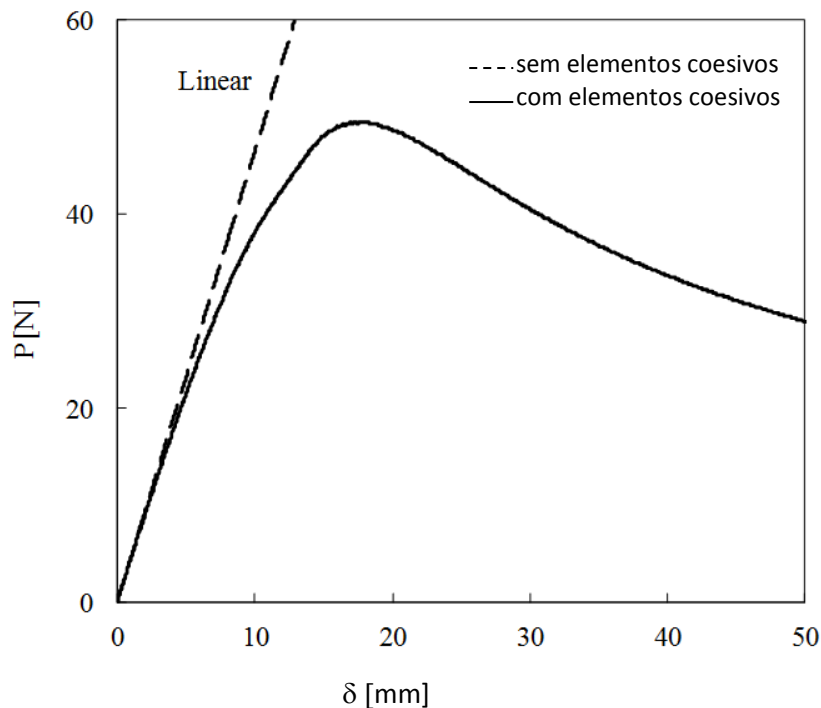


Figura 4.1. Curva típica carga-deslocamento.

($G_{Ic}=1104 \text{ J/m}^2$, $\delta_c=5 \times 10^{-7} \text{ m}$; $q=0.01$, $L_{ec}=0.25 \text{ mm}$, $t=4 \text{ mm}$, $W=25 \text{ mm}$, $a_0=45 \text{ mm}$).

Na figura 4.2b representa-se o dano versus distância à posição inicial da frente de fenda. São apresentadas 4 curvas, que correspondem aos pontos indicados na figura 4.2a. Nesta figura, a seta indica o início da propagação de fenda, que acontece pois ligeiramente antes do pico de carga. À frente da fenda existe uma zona de processo, que inclui os elementos coesivos onde existe dano. Essa zona é indicada para uma das curvas, tendo uma dimensão de aproximadamente 7 mm para os parâmetros coesivos utilizados. A progressão do dano não altera a dimensão da zona de processo nem a distribuição de dano à frente da fenda. Pode-se considerar que a extremidade da fenda está na posição onde começa o dano, conforme se indica para a curva c. Assim, a zona de dano não foi incluída no comprimento de fenda. O refinamento da malha não altera a dimensão da zona de processo nem a distribuição de dano nessa zona. Foi também estudado o efeito da taxa de libertação de energia crítica. O aumento de G_{Ic} de 1104 para 2000 J/m^2 , reduziu a zona de processo de 7 para 6 mm. Na literatura é possível encontrar várias referências à dimensão da zona de processo. Pereira *et al.* (2014) refere que em osso cortical de bovino a zona de dano é bastante extensa.

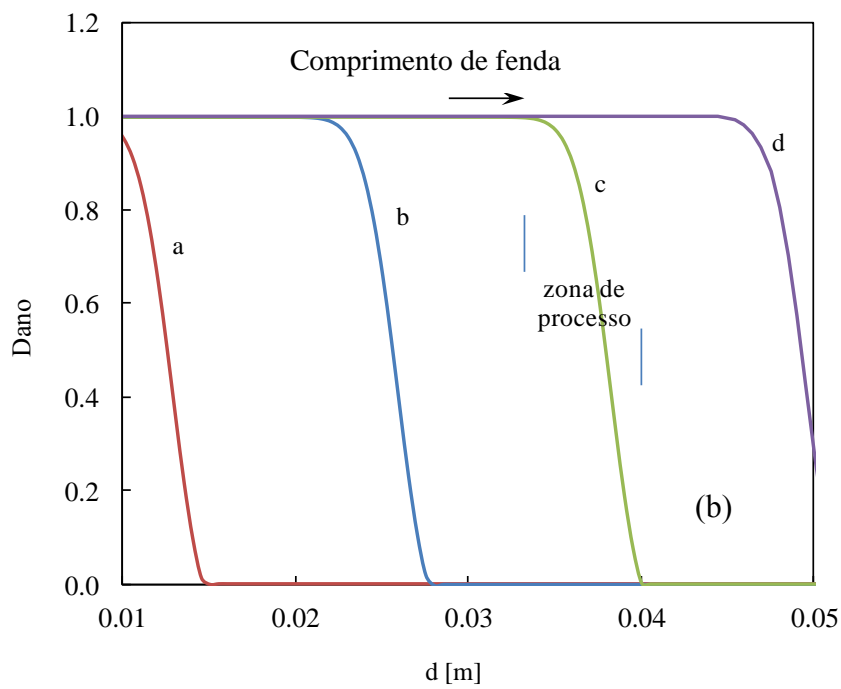
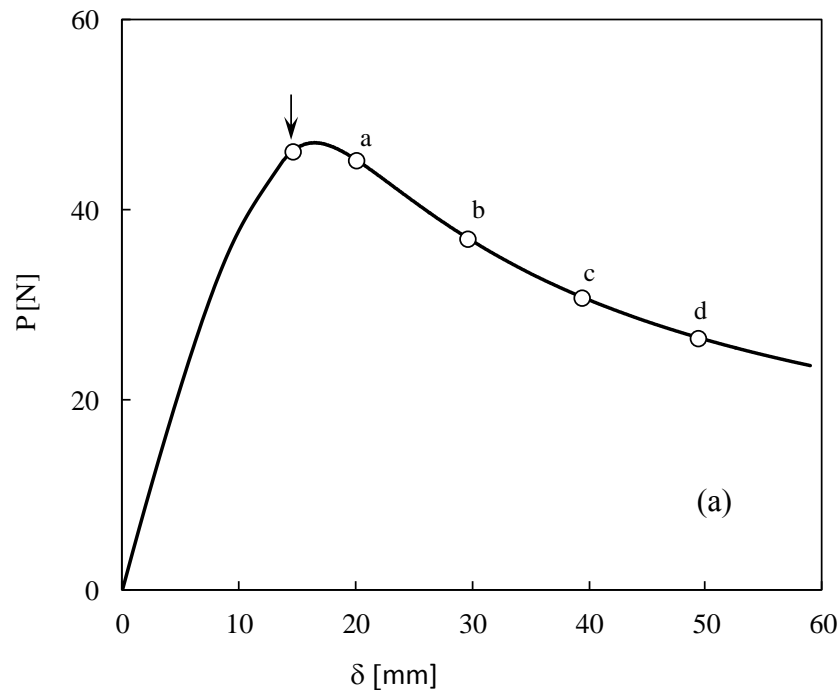


Figura 4.2. Curva típica carga-deslocamento.

(a) Posição na curva carga-deslocamento; (b) Dano nos elementos coesivos

($L_{ec}=0.5$ mm; $G_c=1104$ J/m²; $\delta_c=5 \times 10^{-7}$ m; $q=0.01$, $t=4$ mm, $a_0=45$ mm).

Na figura 4.3 representa-se a evolução de dano com o deslocamento na zona de aplicação de força. Há uma primeira fase em que o dano se vai acumulando na frente de

fenda. Após se atingir o início da progressão de fenda, esta vai acontecendo linearmente em função do deslocamento. O aumento da taxa de libertação de energia atrasa o início da progressão da fenda. A velocidade de progressão é também menor e assim, para cada deslocamento imposto ao provete, o comprimento de fenda diminui com G_{Ic} , o que seria de esperar.

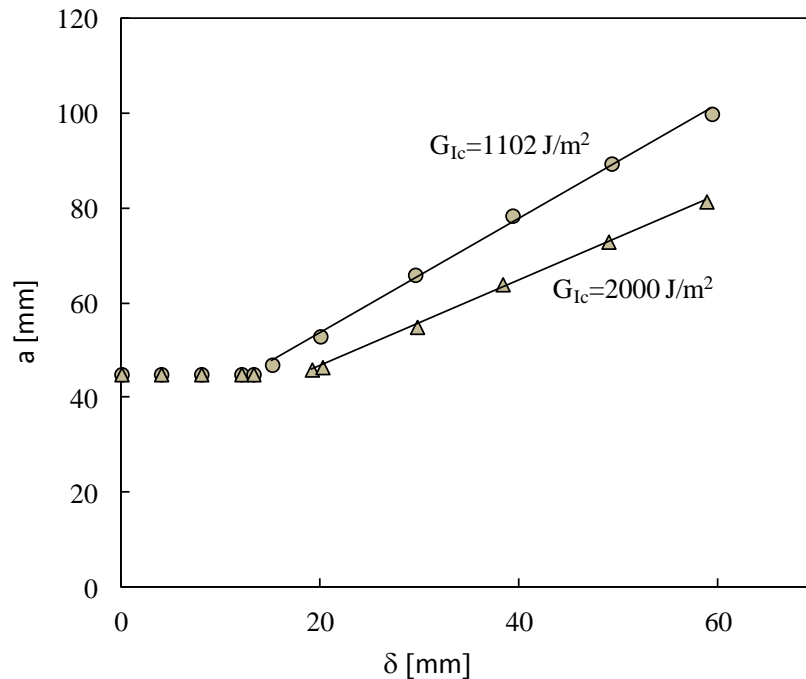


Figura 4.3. Progressão de fenda.
($L_{ec}=0.5$ mm; $\delta_c=5 \times 10^{-7}$ m; $q=0.01$, $t=4$ mm, $a_0=45$ mm).

4.2. Análise dimensional

Como já foi referido, são vários os parâmetros físicos que afetam a delaminação nos provetes DCB. Por conseguinte é interessante fazer uma análise dimensional para facilitar a comparação de resultados e reduzir o número de variáveis.

Como variáveis independentes é possível identificar: t (espessura do provete), W (largura do provete), L (comprimento do provete), E (propriedade elástica do laminado), G_{Ic} (taxa de libertação de energia crítica). Como variáveis dependentes podem identificar-se: K_0 (rigidez inicial do provete, sem dano), δ_i (deslocamento correspondente ao início de propagação), P_{max} (carga máxima suportada pelo provete), a (comprimento de fenda), L_{zc}

(comprimento da zona coesiva), E_{50} (energia dissipada até um deslocamento de 50 mm), E_{tot} (energia total dissipada pelo provete), e $\frac{da}{d\delta}$ (velocidade de propagação de fenda). As variáveis principais são: G_{Ic} e t . Assim, podem definir-se as seguintes variáveis adimensionais:

$$\frac{W}{t}, \frac{L}{t}, \frac{a_0}{t}, \frac{G_{Ic}}{E_{xx}t}, \delta_c, q \quad 4.1$$

$$\frac{K_0}{E_{xx}t}, \frac{\delta_i}{t}, \frac{P_i}{E_{xx}t^2}, \frac{P_{\max}}{E_{xx}t^2}, \frac{a}{t}, \frac{L_{zd}}{t}, \frac{da}{d\delta}, \frac{E_{50}}{E_{xx}t^3} \quad 4.2$$

As curvas mais usuais em estudos envolvendo o provete DCB são a carga versus deslocamento e G_{Ic} versus comprimento de fenda (denominada curva R) (Pereira *et al.*, 2005; Moura *et al.*, 2006; Pereira, 2006, Silva *et al.*, 2014).

Foi feita uma análise de sensibilidade relativamente aos diferentes parâmetros físicos.

Na figura 4.4 podem ver-se alguns dos resultados obtidos. Os parâmetros independentes representados são as propriedades dos elementos coesivos (G_{Ic} , δ_c , q), os parâmetros geométricos (espessura do provete, t , e o comprimento inicial de fenda, a_0) a rigidez longitudinal do compósito laminado (E_{xx}) e o coeficiente de Poisson (ν). Os parâmetros dependentes considerados na análise de sensibilidade foram a rigidez do provete no início do carregamento (K_0), o deslocamento correspondente ao início de propagação de fenda (δ_i), a velocidade de propagação de fenda ($da/d\delta$) e a energia total dissipada pelo provete (E_{total}). A espessura do provete é o parâmetro mais relevante, seguida do comprimento inicial de fenda. A rigidez inicial depende além disso da rigidez do compósito, como seria de esperar. O deslocamento de início de propagação depende bastante do expoente de decaimento, q , e a energia total dissipada depende bastante de G_{Ic} . Em relação às propriedades ortotrópicas do compósito laminado, verificou-se que a rigidez longitudinal é sem dúvida a propriedade mais relevante. O coeficiente de Poisson tem um efeito mínimo como se pode observar na figura 4.4. O tamanho da zona de dano é grandemente influenciado por δ_c e q , tendo G_{Ic} pouca influência.

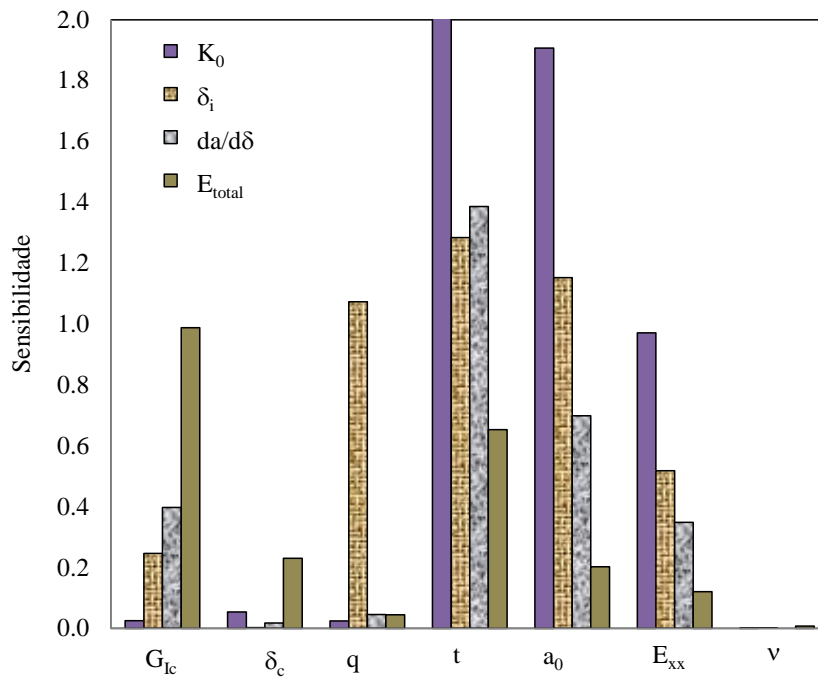


Figura 4.4. Sensibilidade adimensional.

($G_{1c}=1104 \text{ J/m}^2$, $\delta_c=5 \times 10^{-7} \text{ m}$; $q=0.01$, $Lec=0.25 \text{ mm}$, $t=4 \text{ mm}$, $W=25\text{mm}$, $a_0=45\text{mm}$).

4.3. Efeito da espessura

A espessura dos provetes é um dos parâmetros geométricos mais relevantes. Na figura 4.5 representam-se as curvas carga-deslocamento para diferentes espessuras. Pode ver-se que o pico aumenta com a espessura, isto é, a carga máxima suportada pelo provete aumenta. Por outro lado, a energia total dissipada aumenta com a diminuição da espessura. Estes dois parâmetros, isto é, a carga máxima e a energia dissipada, variam linearmente com a espessura do laminado.

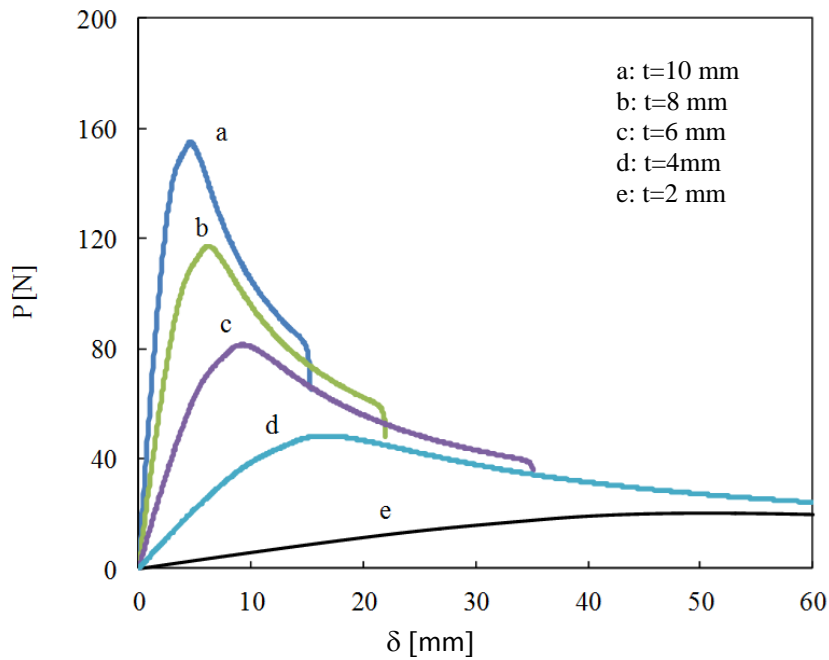


Figura 4.5. Efeito da espessura nas curvas carga-deslocamento. ($L_{ec}=0.25$ mm; $G_c=1104$ J/m²; $\delta_c=5\times 10^{-7}$ m; $q=0.01$, $a_0=45$ mm).

Na figura 4.6a representa-se o efeito da espessura no dano observado nos elementos coesivos. Pode observar-se que o aumento de espessura aumenta significativamente a dimensão da zona de dano (S_{cz}). Conforme se pode ver na figura 4.6b para uma espessura de 2 mm do laminado a zona de dano tem um comprimento de 4 mm, enquanto que para uma espessura de 10 mm a zona de dano tem 13.75 mm. A variação é linear entre estes dois extremos. O comprimento da zona de dano foi adimensionalizado pela espessura do laminado ($\frac{S_{cz}}{t}$), estando também representado na figura 4.6b. $\frac{S_{cz}}{t}$ reduz-se com a espessura, passando de 2 para 1.375 quando a espessura do laminado aumenta de 2 para 10 mm. Dourado *et al.* (2014) obtiveram também um aumento da zona de dano com a espessura dos provetes.

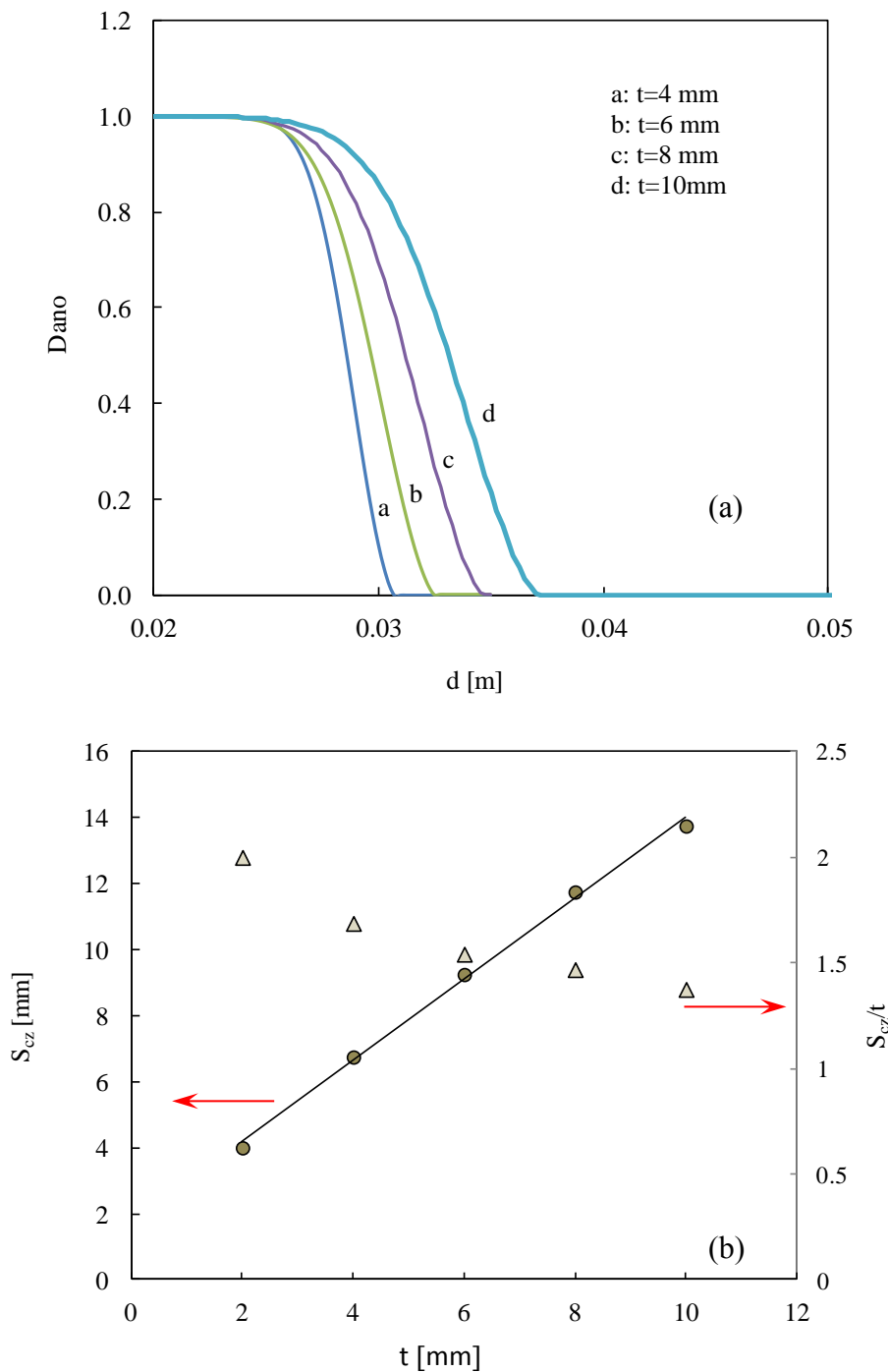


Figura 4.6. Efeito da espessura na dimensão da zona de dano.
 ($L_{ec}=0.25$ mm; $G_{lc}=1104$ J/m²; $\delta_c=5\times 10^{-7}$ m; $q=0.01$, $a_0=45$ mm).

Na figura 4.7 pode ver-se o efeito da espessura na propagação de fenda. Como já foi referido, o aumento de espessura provoca um aumento de rigidez. Esse aumento faz com que a propagação de fenda se inicie para deslocamentos impostos mais baixos e com

que a propagação seja mais rápida. De facto, a inclinação das retas aumenta linearmente com a espessura. Também a carga aplicada quando se dá o início da propagação aumenta linearmente com a espessura. Na figura A.1., que é apresentada em anexo, podem ver-se as variações dos parâmetros dependentes com a espessura.

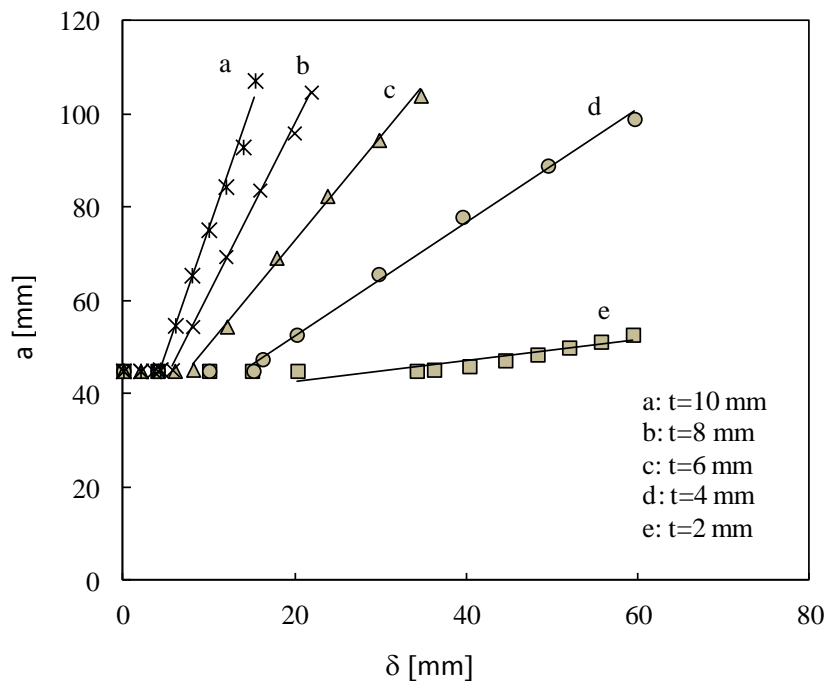


Figura 4.7. Efeito da espessura no comprimento de fenda.

($L_{ec}=0.25$ mm; $G_{lc}=1104$ J/m²; $\delta_c=5 \times 10^{-7}$ m; $q=0.01$, $a_0=45$ mm).

4.4. Efeito do comprimento inicial de fenda

Outro parâmetro geométrico bastante relevante é o comprimento inicial de fenda, a_0 . Na figura 4.8a comparam-se as curvas carga-deslocamento obtidas para 3 comprimentos iniciais de fenda. A rigidez inicial do provete é bastante alterada, como seria de esperar, diminuindo significativamente com o aumento de a_0 . Por outro lado, este parâmetro não tem efeito na dimensão da zona de dano à frente de fenda, tendo-se sempre obtido um comprimento de 6.75 mm. Na figura 4.8b representa-se a progressão de fenda. O início da propagação de fenda acontece para deslocamentos superiores quando a_0 aumenta. Porém, a velocidade de progressão de dano, que resulta do declive, é bastante semelhante.

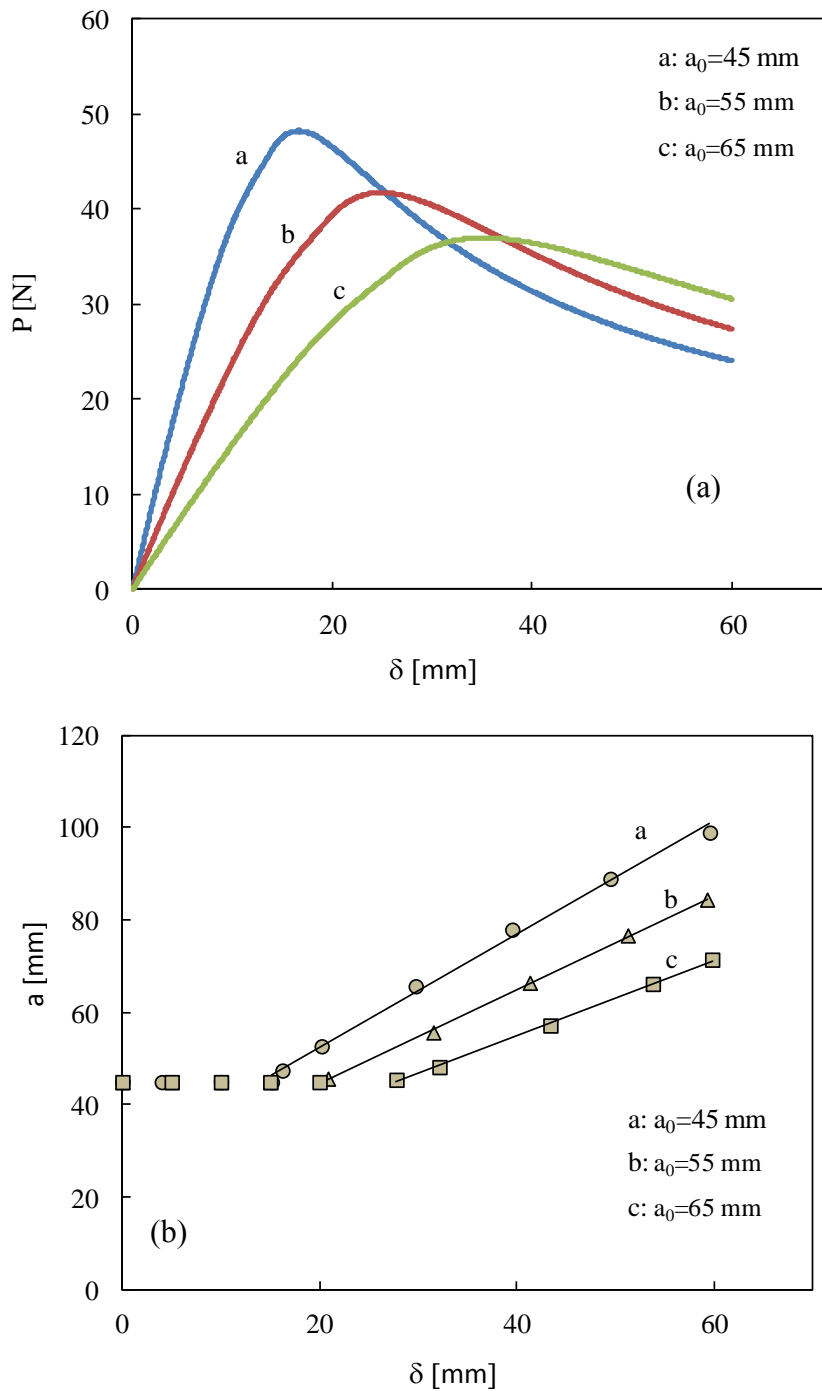


Figura 4.8. Efeito comprimento inicial de fenda.

(a) Carga-deslocamento. (b) Propagação de fenda

($L_{ec}=0.25$ mm; $G_{Ic}=1104$ J/m²; $\delta_c=5 \times 10^{-7}$ m; $q=0.01$, $t=4$ mm).

Na figura A.5., que é representada em anexo, podem ver-se as variações dos parâmetros dependentes com o comprimento inicial de fenda.

Pode-se ainda ver em anexo, nas figuras B.1., B.2., B.3., o estudo do efeito do comprimento de fenda para o material carbono-epoxi. A comparação com o estudo de fibra de vidro-epoxi permite verificar que as tendências são semelhantes, levando a conclusões similares.

4.5. Efeito do estado de tensão

Em modelos 2D, o estado de tensão é um dos parâmetros físicos a ter em conta. Na figura 4.9 comparam-se as curvas carga-deslocamento obtidas em estado plano de deformação e estado plano de tensão. Pode observar-se que o estado de tensão tem um efeito mínimo nas curvas tensão-deformação. A energia até 50 mm de deslocamento varia de 2009 N.mm em deformação plana para 1975 N.mm em tensão plana, tendo portanto uma variação de somente 1.7%. Este valores de energia foram obtidos por integração numérica das curvas P- δ .

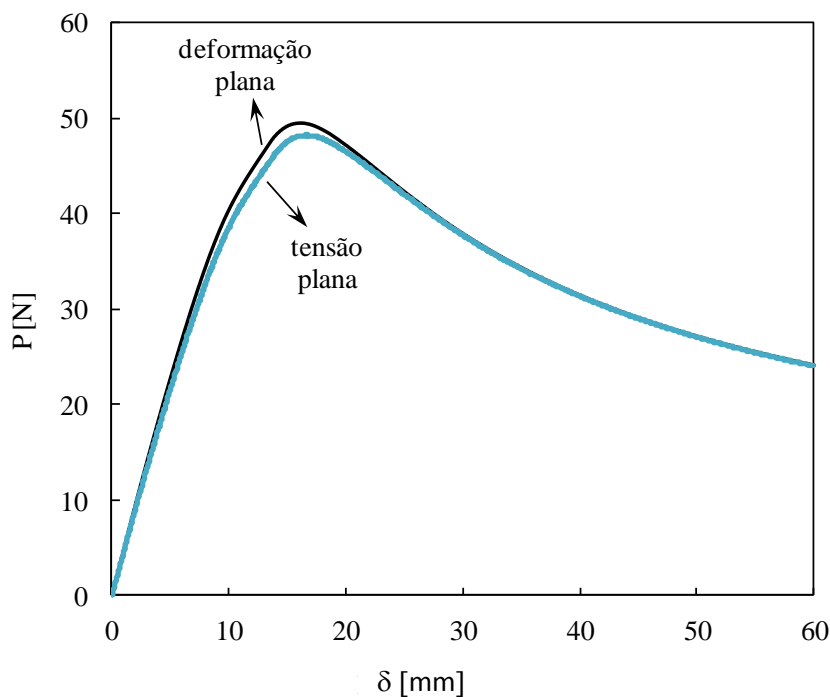


Figura 4.9. Efeito do estado de tensão.
($L_{ec}=0.25$ mm; $G_{ic}=1204$ J/m², $\delta_c=5\times 10^{-7}$ m; $q=0.01$, $t=4$ mm, $a_0=45$ mm).

Em anexo apresentam-se os resultados obtidos para outros parâmetros físicos: largura e comprimento do provete, e rigidez do compósito.

4.6. Acumulação e propagação de dano

Pretende-se agora analisar separadamente as diferentes fases de dano do provete DCB. Na fase inicial do carregamento, o provete DCB apresenta um comportamento elástico, conforme se pode ver na figura 4.9. A rigidez inicial, K_0 , que é o inverso da *compliance*, C , foi calculada numericamente. Na literatura existe uma expressão para a *compliance* (Yoshihara and Kawamura, 2006):

$$C = \frac{1}{K_0} = \frac{\delta}{P} = \frac{8a^3}{E_{xx} W t^3} \quad 4.3$$

Esta equação foi colocada numa versão adimensional utilizando as variáveis indicadas atrás:

$$\frac{E_{xx} t}{K_0} = 8 \frac{\left(\frac{a}{t}\right)^3}{\frac{w}{t}} \quad 4.4$$

Na figura 4.10 representam-se o parâmetro $\frac{E_{xx} t}{K_0}$ em função de $8 \frac{\left(\frac{a}{t}\right)^3}{\frac{w}{t}}$. Os

resultados numéricos são comparados com o modelo definido na equação 4.4 (linha a cheio). Como se pode ver há algum afastamento do modelo analítico, mantendo-se porém a tendência linear. Esse afastamento é explicado pelo efeito das propriedades do elemento coesivo, que afetam significativamente a *compliance* inicial e não estão contabilizados nas equações 4.3 e 4.4.

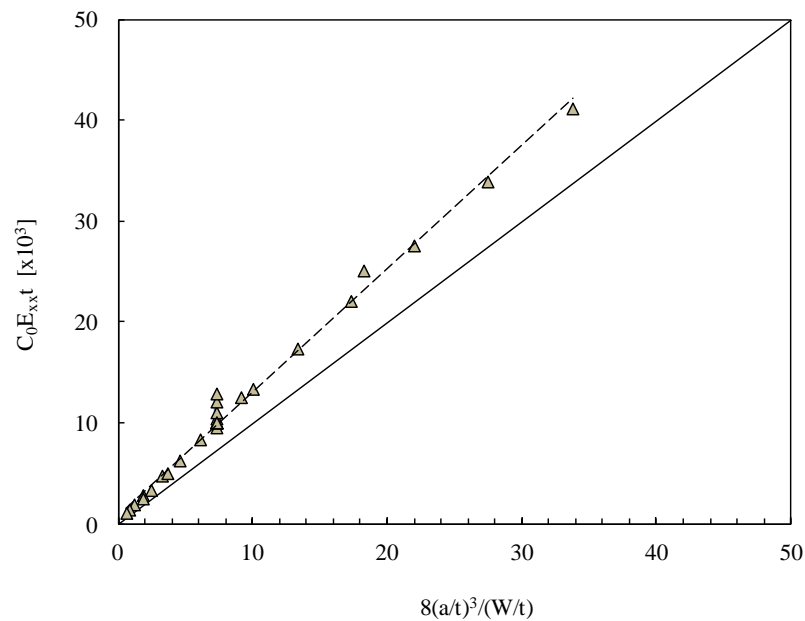


Figura 4.10. Compliance do provete DCB.

O aumento da carga provoca um afastamento da curva carga-deslocamento relativamente ao comportamento elástico, como se pode ver na figura 4.1. A zona de dano vai crescendo progressivamente até atingir o seu valor estável, altura em que se inicia a propagação de fenda. Na figura 4.11 representa-se a variação da zona de dano (L_{zd}) com a tensão limite de coesão (t_c). Estas variáveis foram adimensionalizadas pela espessura do provete. O aumento de t_c reduz significativamente a dimensão da zona de dano, o que está de acordo com Chen e Mai (2010). A variação é exponencial, conforme indica a equação que aparece na figura.

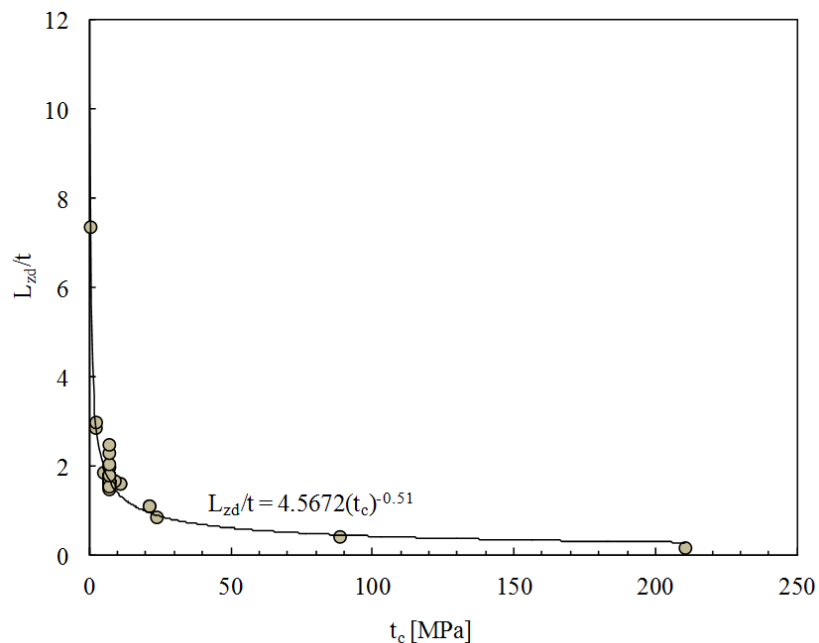


Figura 4.11. Comprimento da zona de dano versus tensão coesiva.

Considera-se normalmente que a propagação de dano se inicia quando a inclinação da reta tangente à curva tem um decréscimo de amplitude de 5%. Numericamente obteve-se a inclinação da curva carga-deslocamento no início de propagação de fenda e fez-se a comparação com a rigidez inicial. Na figura 4.12 pode ver-se que o início da propagação de fenda ocorre para variações de inclinação superiores a 5%, que chegam a ultrapassar os 60%. Na figura 4.13 compara-se o deslocamento correspondente ao início de propagação de fenda, δ_i , com o deslocamento correspondente ao máximo de carga, δ_{max} . Como se pode ver, em geral o início de propagação ocorre próximo da carga máxima, porém algumas vezes acontece antes e noutras acontece depois.

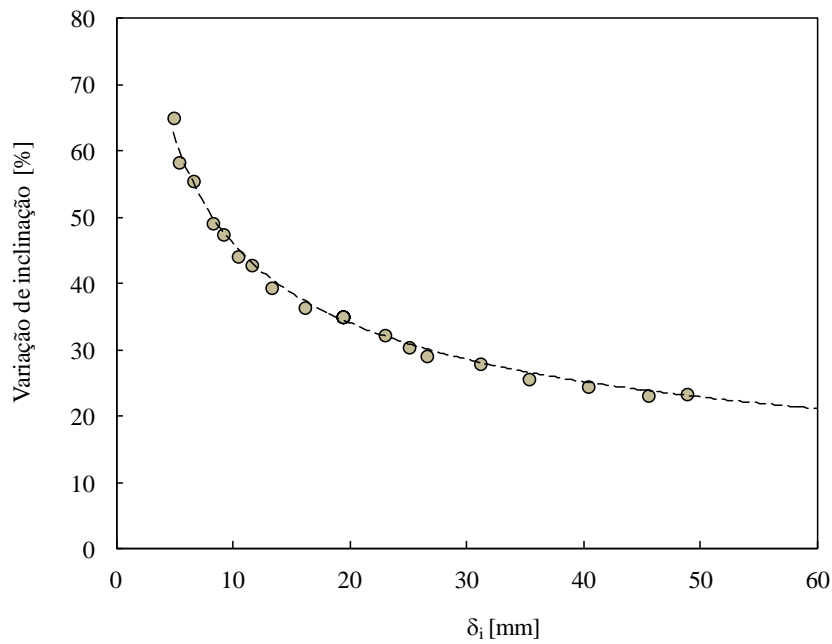


Figura 4.12. Comprimento da zona de dano versus tensão coesiva.

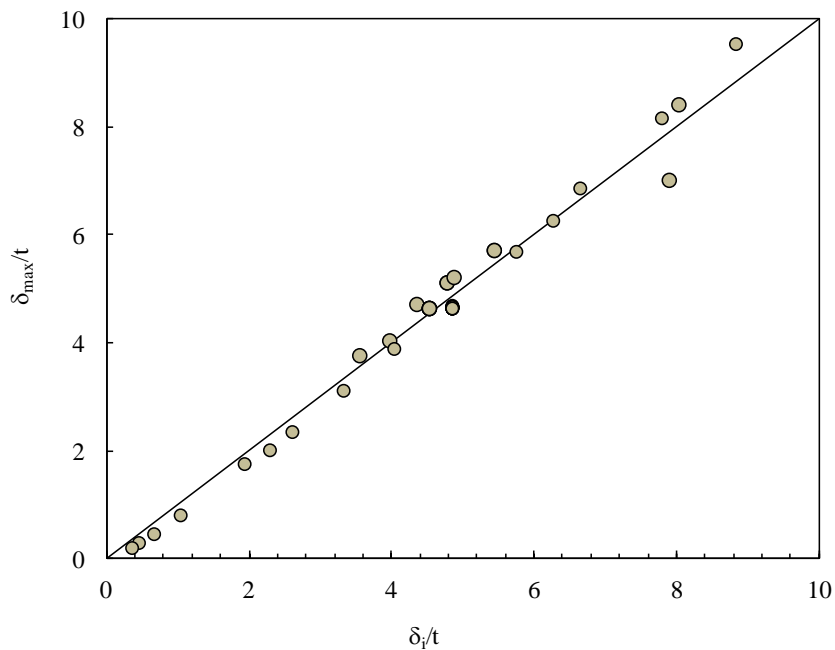


Figura 4.13. Comparação dos deslocamentos correspondente à carga de iniciação e carga máxima.

Na fase de propagação, a velocidade $\frac{da}{d\delta}$ é variável, decrescendo com o aumento do comprimento de fenda. Na figura 4.14 representa-se a velocidade inicial de propagação de fenda (quando esta arranca), em função do deslocamento correspondente ao

início de propagação. Pode ver-se que há uma correlação bem definida entre estes dois parâmetros.

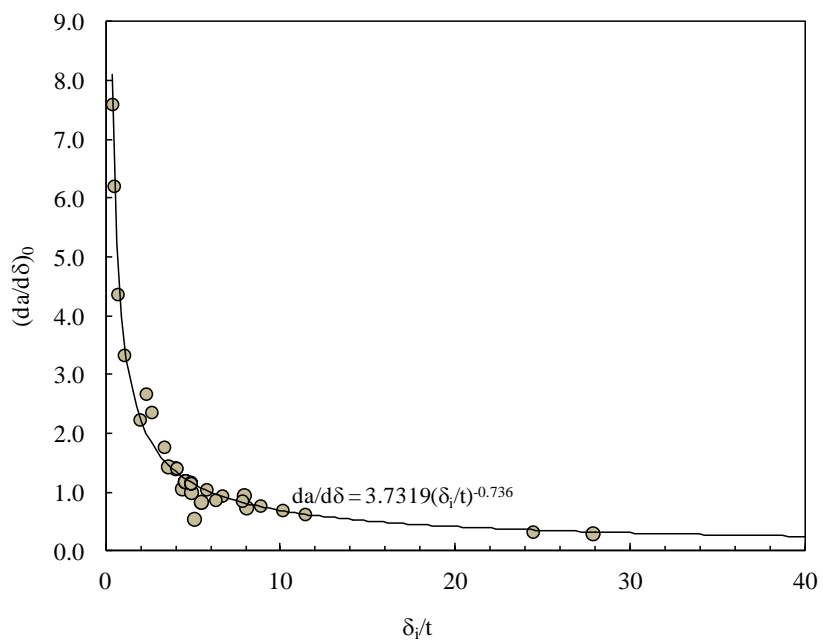


Figura 4.14. Comparação dos deslocamentos correspondente à carga de iniciação e carga.

5. CONCLUSÕES E PROPOSTAS DE TRABALHOS FUTUROS

Foram desenvolvidos modelos numéricos para previsão da delaminação em compósitos laminados carbono/epoxi e fibra de vidro/epoxi solicitados em modos I. Foi feita a otimização desse modelo através de um estudo de refinamento de malha, tendo-se concluído que é importante ter 30 elementos na zona de dano à frente de fenda. As previsões obtidas com o modelo otimizado foram validadas com os resultados experimentais. Foram identificados os parâmetros físicos e foi feita uma análise de sensibilidade tendo-se observado que a espessura do provete é o parâmetro mais relevante, seguida do comprimento inicial de fenda. A rigidez inicial depende além disso da rigidez do compósito. O deslocamento de início de propagação depende bastante do expoente de decaimento, q , e a energia total dissipada depende bastante de G_{Ic} . Em relação às propriedades ortotrópicas do compósito laminado, verificou-se que a rigidez longitudinal é sem dúvida a propriedade mais relevante. O tamanho da zona de dano é grandemente influenciado por δ_c e q , tendo G_{Ic} pouca influência.

Foi feito um estudo do efeito de diferentes parâmetros físicos. A espessura aumenta a carga máxima, mas diminui a energia total dissipada. O aumento de espessura aumenta significativamente a dimensão da zona de dano (S_{cz}) e a velocidade de propagação de fenda, $\frac{da}{d\delta}$. Foram identificados dois regimes durante o carregamento do provete DCB. Numa primeira fase há uma acumulação de dano à frente da fenda inicial. Numa segunda etapa a fenda inicia a sua propagação, que ocorre com velocidade decrescente.

Como proposta de trabalhos futuros sugere-se:

- Desenvolver modelos analíticos para os diferentes regimes da delaminação em provetes DCB.
- Fazer o estudo de outras geometrias, solicitadas em modo II e misto.
- Aplicar os elementos coesivos ao estudo de juntas coladas.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Alfano G., Crisfield M., “Finite Element Interface Models for the Delamination Analysis of Laminated Composites: Mechanical and Computational Issues.” *International Journal for Numerical Methods in Engineering*. Vol. 50, 7, pp. 1701-1736, (2001).
- Bajurko P., Czajkowska K., Czarnocki P., Szelag D., “Numerical simulation of fatigue delamination growth under Mode I Loading Conditions”, *Journal of KONES Powertrain and Transport*, Vol. 19, No. 2, pp.17-24, (2012).
- Banea M.D., Silva L.F.M. da, Campilho R.D.S.G., “Effects of Adhesive Thickness on The Fracture Of Polyurethane Adhesive Joints”,(2014).
- Barenblatt G.I., “Mathematical theory of equilibrium cracks in brittle failure.” *Adv Appl Mech*;7, (1962)
- Brunner A.J., Blackman B.R.K., Davies P., “A status report on delamination resistance testing of polymer–matrix composites.” *Engng Fract Mech*;75:2779–94, (2008)
- Camanho, P.P., Dávila, C.G., “Mixed-Mode Decohesion Finite Elements.” *NASA Technical Report*, (2002).
- Campilho R.D.S.G., Moura M. F. S. F. de, Domingues J. J. M. S., “Using a cohesive damage model to predict the tensile behaviour of CFRP single-strap repairs”, *International Journal of Solids and Structures*;45:1497-1512, (2008)
- Carlsson L.A., Gillespie J.W., Pipes R.B., “On the analysis and design of the end notched flexure (ENF) specimen for mode II testing.” *J Compos Mater*;20:594–604, (1986).
- Chen C-R, Mai Y-W. “Comparison of cohesive zone model and linear elastic fracture mechanics for a mode I crack near a compliant/stiff interface”, *Engineering Fracture Mechanics* 77 3408–3417, (2010).
- Cook R.D., Malkus D.S., Plesha M.E., Witt R.J.,” *Concepts and Applications of Finite Element Analysis*.” 4th ed. John Wiley & Sons, (2004).
- Davies P., Blackman B.R.K., Brunner A.J., “Standard test methods for delamination resistance of composite materials: current status.” *Appl Compos Mater*;5:345–64, (1998).
- Dourado N., Moura M.F.S.F. de, Morel S., Morais J.J.L., “Fracture Characterization Of Wood Under Mode I Loading Using The Sen-TPB Test”, *Portuguese Conference of Fracture, PCF2014*, 5-7 February, (2014).
- Dudgale D.S., “Yielding of steel sheets containing slits.” *J Mech Phys Solid*;8:100–4, (1960)

- Gonçalves J.P.M., Moura M.F.S.F. de, Castro P.M.S.T. de, Marques A.T., “Interface element including point-to-surface constraints for three-dimensional problems with damage propagation.” *Engineering Computations: International Journal for Computer-Aided Engineering and Software*;17:28–47, (2000).
- Harper P.W., Sun L., Hallett S.R., “A study on the influence of cohesive zone interface element strength parameters on mixed mode behaviour.” *Composites Part A*;43:722–34, (2012).
- Héléon F., Wisnom M.R., Hallett S.R., Trask R.S., “Numerical investigation into failure of laminated composite T-piece specimens under tensile loading.” *Composites Part A*;43:1017–27, (2012).
- Krueger R., Goetze D., “Influence of Finite Element Software on Energy Release Rates Computed Using the Virtual Crack Closure Technique”, NIA Report No. 2006-06, NASA/CR-2006-214523, (2006).
- Kruger R., “Three Dimensional Finite Element Analysis of Multidirectional Composite DCB, SLB and ENF Specimens”, Institute for Statics and Dynamics of Aerospace Structures, University of Stuttgart, (1994).
- Li S., Thouless M.D., Waas A.M., Schroeder J.A., Zavattieri P.D., “Use of a cohesive-zone model to analyze the fracture of a fiber-reinforced polymer-matrix composite.” *Compos Sci Technol*;65:537–49, (2005).
- Marat-Mendes R., Freitas M., “DCB, ENF and ECT tests for interlaminar fracture of Glass/Epoxy unidirectional laminates”, 10th Portuguese conference of Fracture, Universidade do Minho, Guimarães, 22-24, (2006).
- Morais A.B. de, Moura M.F. de, Gonçalves J.P.M., Camanho P.P., “Analysis of crack propagation in double cantilever beam tests of multidirectional laminates”, *Mechanics of Materials* 35 641–652, (2003).
- Morais A.B. de, Pereira A.B., “Application of the effective crack method to mode I and mode II interlaminar fracture of carbon/epoxy unidirectional laminates”, *Composites: Part A* 38 785–794, (2007).
- Moreo P., Pérez M.A., García-Aznar J.M., Doblaré M., “Modelling the mixed-mode failure of cement-bone interfaces”, *Eng Fracture Mechanics*, 73, 1379-1395, (2006)
- Moura M.F.S.F. de, Chousal J.A.G., “Cohesive and continuum damage models applied to fracture characterization of bonded joints”, *International Journal of Mechanical Sciences* 48 493–503, (2006).
- Moura M.F.S.F. de, Gonçalves J.P.M., Marques A.T., Castro P.M.S.T. de, “Modelling compression failure after low velocity impact on laminated composites using interface elements.” *Journal of Composite Materials*;31:1462–1479, (1997).
- Muñoz J.J., Galvanetto U., Robinson P., “On the numerical simulation of fatigue driven delamination with interface elements”, *International Journal of Fatigue* 28 1136–1146, (2006).
- Pereira A.B., “Fractura interlaminar de compósitos de matriz polimérica”, Universidade de Aveiro, Departamento de Engenharia Mecânica, PhD thesis, (2006).

- Pereira A.B., Morais A.B. de, Moura M.F.S.F. de, Magalhães A.G., “Mode I interlaminar fracture of woven glass/epoxy multidirectional laminates”, *Composites: Part A* 36 1119–1127, (2005).
- Pereira F.A.M., Moura M.F.S.F. de, Dourado N., Morais J.J.L., Dias M.I.R., “Mixed-mode I+II fracture characterization of bovine tissue using the SLB test”, *Portuguese Conference of Fracture, PCF2014*, 5-7 February, (2014).
- Pinho S.T., “Simulação do Esmagamento e Absorção de Energia de Estruturas Tubulares em Materiais Compósitos”, Tese de doutoramento, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, (2002).
- Rybicki E.F., Kanninen M.F., “A finite element calculation of stress intensity factors by a modified crack closure integral.” *Eng Fract Mech*;9:931–8, (1977).
- Sarrado C., Turon A., Renart J., Urresti I., “Assessment of energy dissipation during mixed-mode delamination growth using cohesive zone models.” *Composites Part A*;43:2128–2136, (2012).
- Segurado J., Llorca J., “A new three-dimensional interface finite element to simulate fracture em composites”, *International Journal of Solids and Structures*, 41, 2977-2993, (2004).
- Silva F., Moura M.F.S.F. de, Dourado N., Pereira F.A.M., Morais J.J.L., Dias M.I.R., Lourenço P.J., Judas F.M., “Mode I Fracture Characterization Of Human Bone Using the DCB Test”, *Portuguese Conference of Fracture, PCF2014*, 5-7 February, (2014).
- Silva F.G.A., Morais J.J.L., Dourado N., Xavier J., Pereira F.A.M., Moura M.F.S.F. de, “Determination of cohesive laws in wood bonded joints under mode II loading using the ENF test”, *International Journal of Adhesion & Adhesives* 51:54–61, (2014).
- Silva H., “Comportamento mecânico de compósitos fibra de vidro/epoxy nano-reforçados”, Tese de doutoramento, Universidade de Coimbra, (2014).
- Tortorelli D., Michaleris P., “Design sensitivity analysis: overview and review”, *Inverse problems in Engineering* 1, 71-105, (1994).
- Tsui C.P., Chen D.Z., Tang C.Y., Uskokovic P.S., Fan J.P., Xie X.L., “Prediction for debonding damage process and effective elastic properties of glass-bead-filled modified polyphenylene oxide”, *Composites Science and Technology* (66), 1521-1531, (2006).
- Turon, A. Dávila, C. “An Engineering Solution for Using Coarse Meshes in the Simulation of Delamination With Cohesive Zone Models.” *NASA Technical Report*, (2005).
- Wisnom M.R. “Modelling discrete failures in composites with interface elements.” *Composites Part A*;41:795–805, (2010).
- Yan J., “Simulation Method Development of Ultra Thick Laminates: with Cohesive Zone Method and Empirical Arcan Tests”, Master Thesis, Royal Institute of Technology, Stockholm, Sweden, (2011).

Yoshihara H., Kawamura T., “Mode I fracture toughness estimation of wood by DCB test”, *Composites: Part A* 37 2105–2113, (2006).

Zienkiewicz O.C., Taylor R.L., Zhu J.Z., “The Finite Element Method: Its Basis & Fundamentals.” Butterworth-Heinemann, Oxford, UK, (2005).

ANEXOS

A. MATERIAL FIBRA DE VIDRO-EPOXI

A.1. Estudo da espessura, t

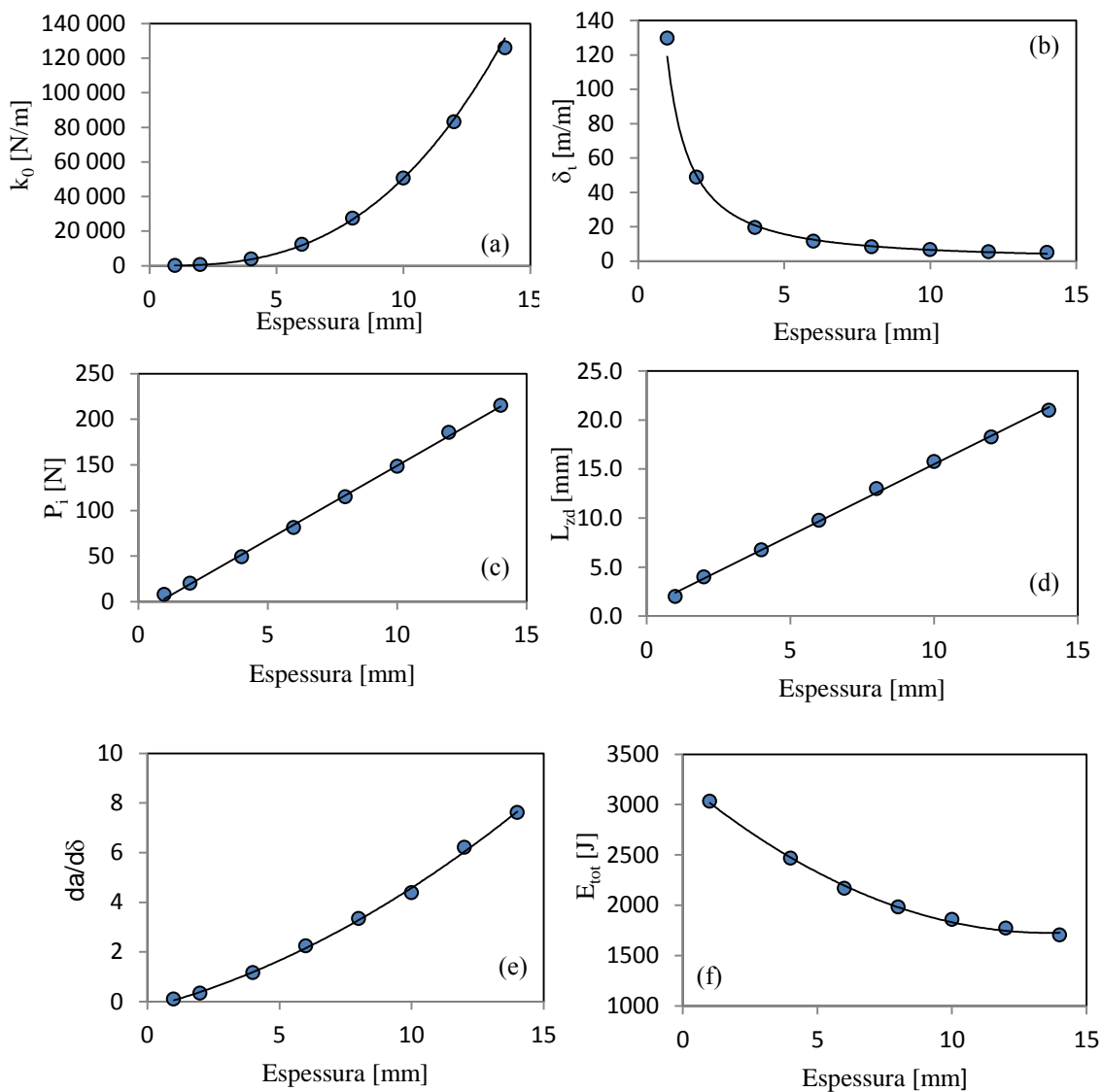


Figura A.1. Efeito da espessura com : (a) rigidez inicial, (b) deslocamento inicial da fenda, (c) carga inicial, (d) comprimento da zona de dano, (e) velocidade de propagação, (f) energia total.

A.2. Estudo da largura, W

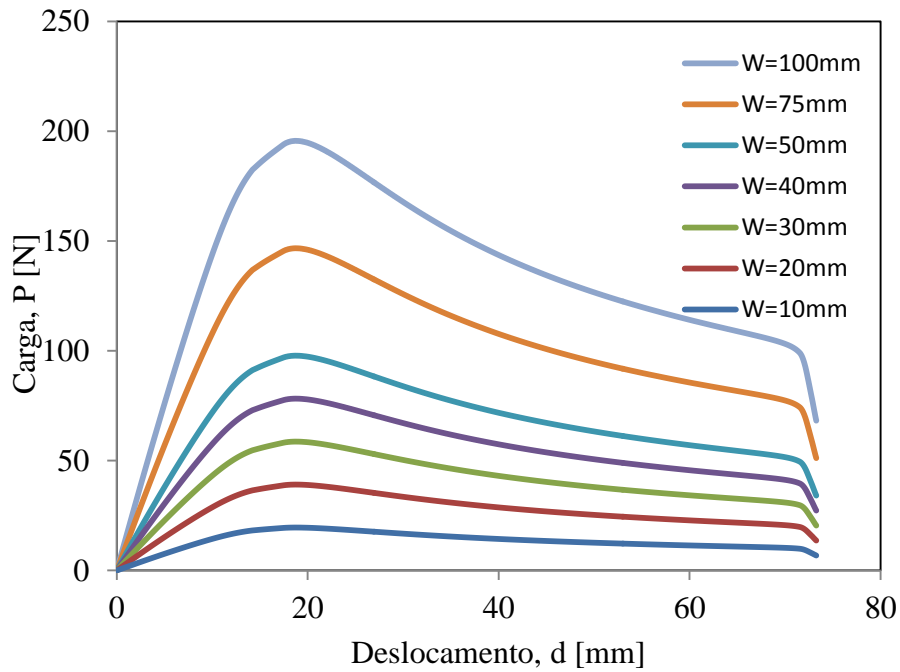


Figura A.2. Curvas carga-deslocamento para diferentes valores de largura.

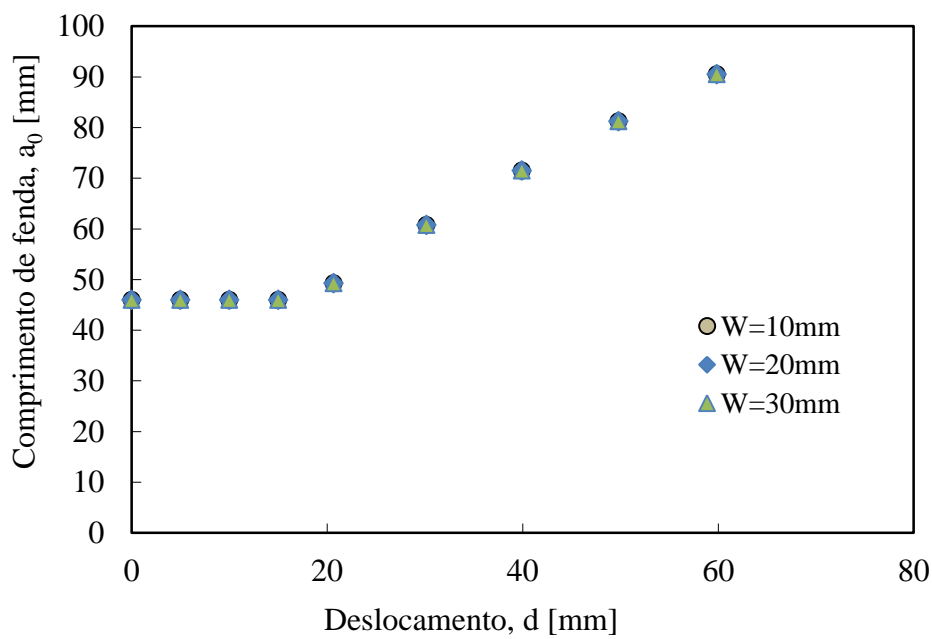


Figura A.3. Curvas comprimento de fenda-deslocamento para diferentes valores de largura.

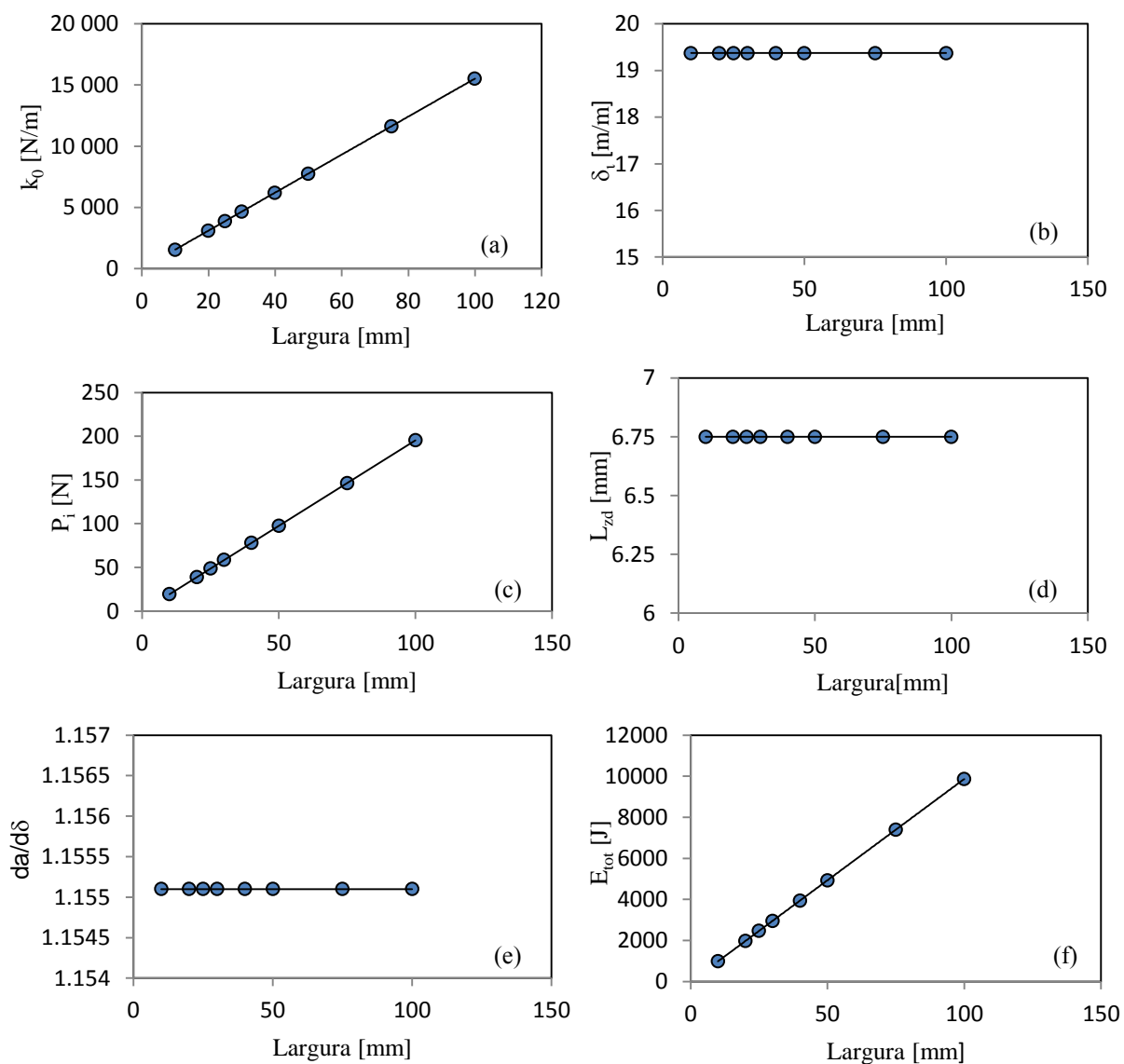


Figura A.4. Efeito da largura com : (a) rigidez inicial, (b) deslocamento inicial da fenda, (c) carga inicial, (d) comprimento da zona de dano, (e) velocidade de propagação, (f) energia total.

A.3. Estudo do comprimento inicial da fenda, a_0

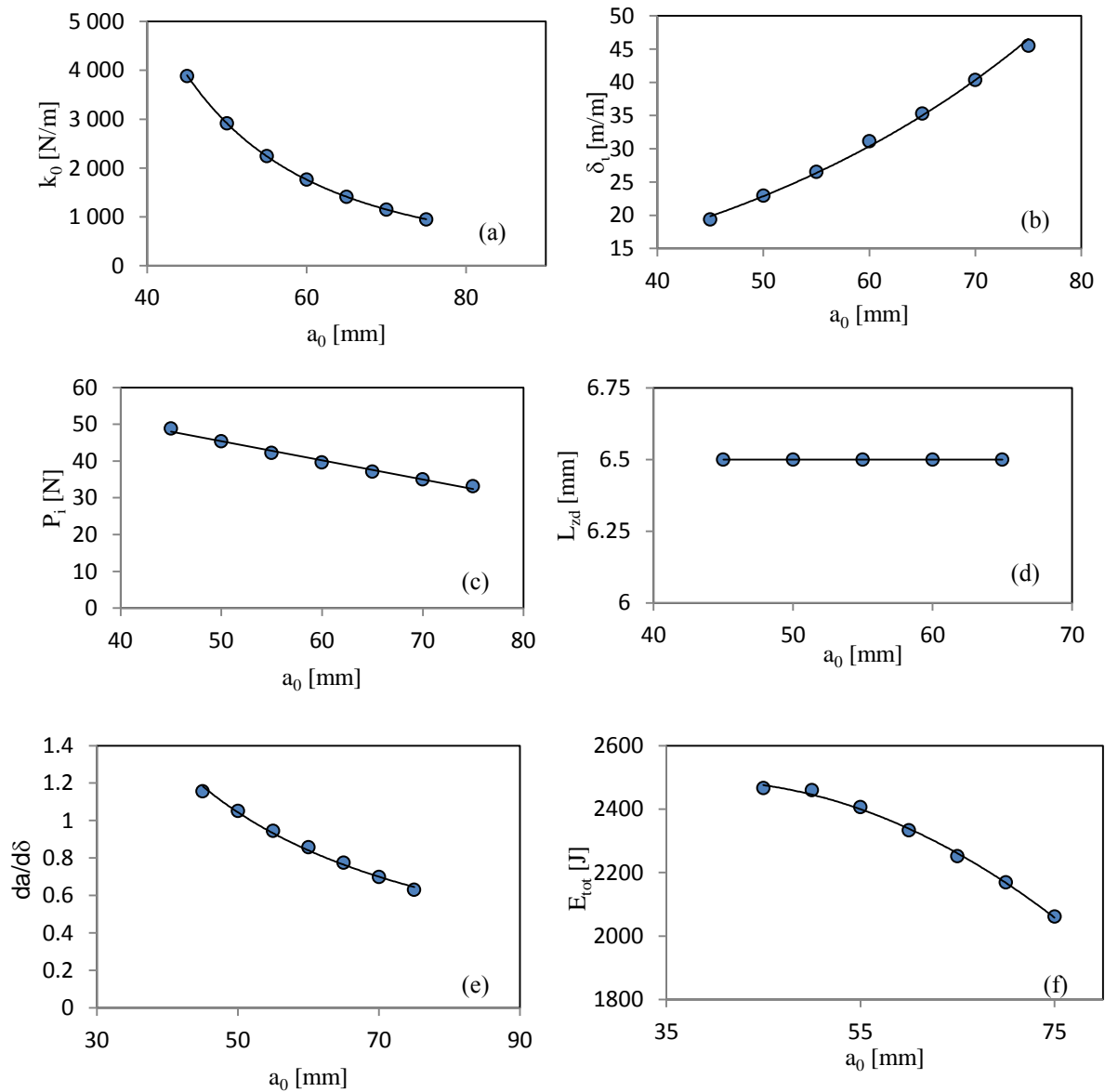


Figura A.5. Efeito do comprimento inicial de fenda com : (a) rigidez inicial, (b) deslocamento inicial da fenda, (c) carga inicial, (d) comprimento da zona de dano, (e) velocidade de propagação, (f) energia total.

A.4. Estudo do comprimento do provete, L

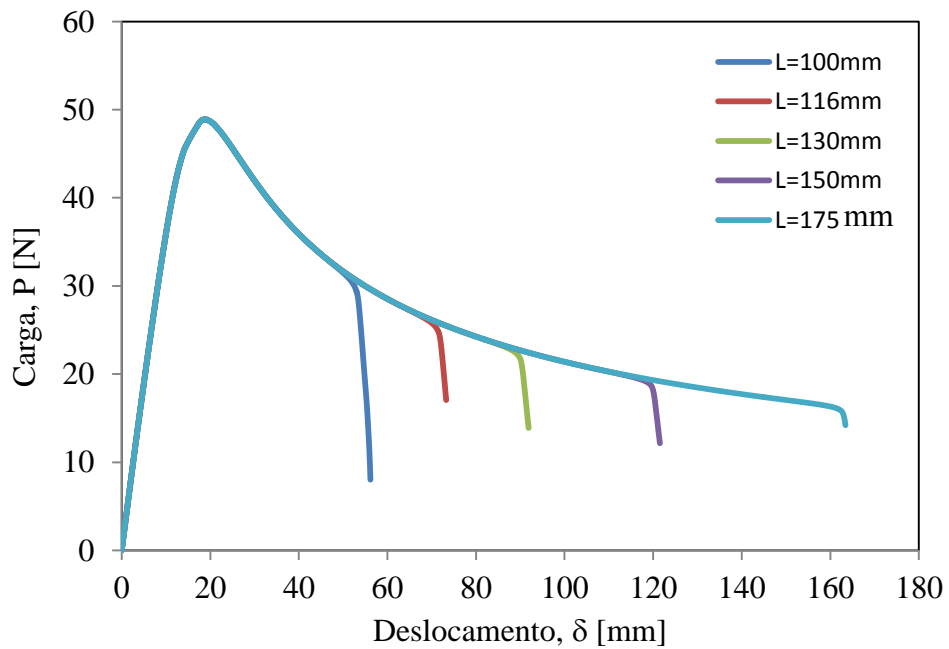


Figura A.6. Curvas carga-deslocamento para diferentes valores de comprimento de provete.

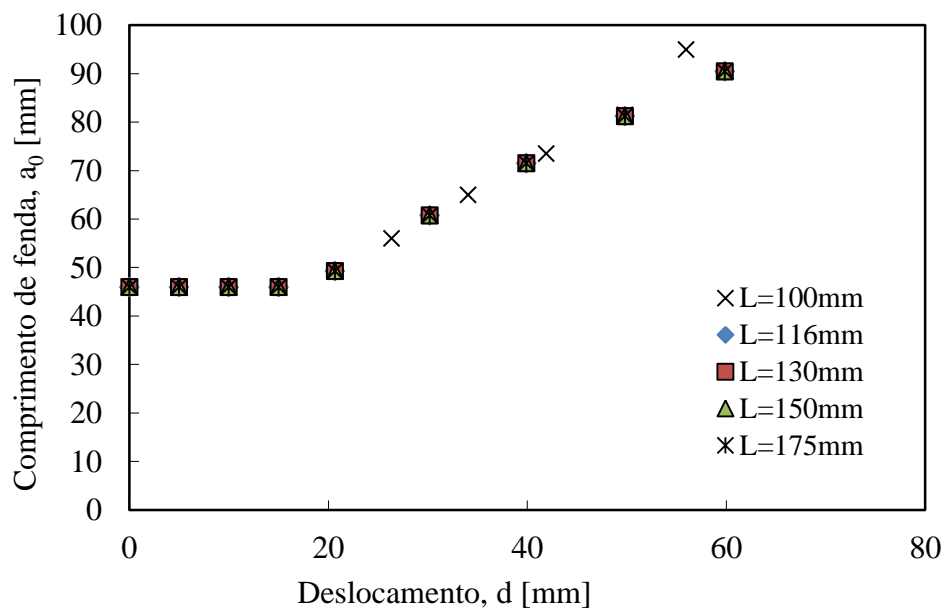


Figura A.7. Curvas comprimento de fenda-deslocamento para diferentes valores de comprimento de provete.

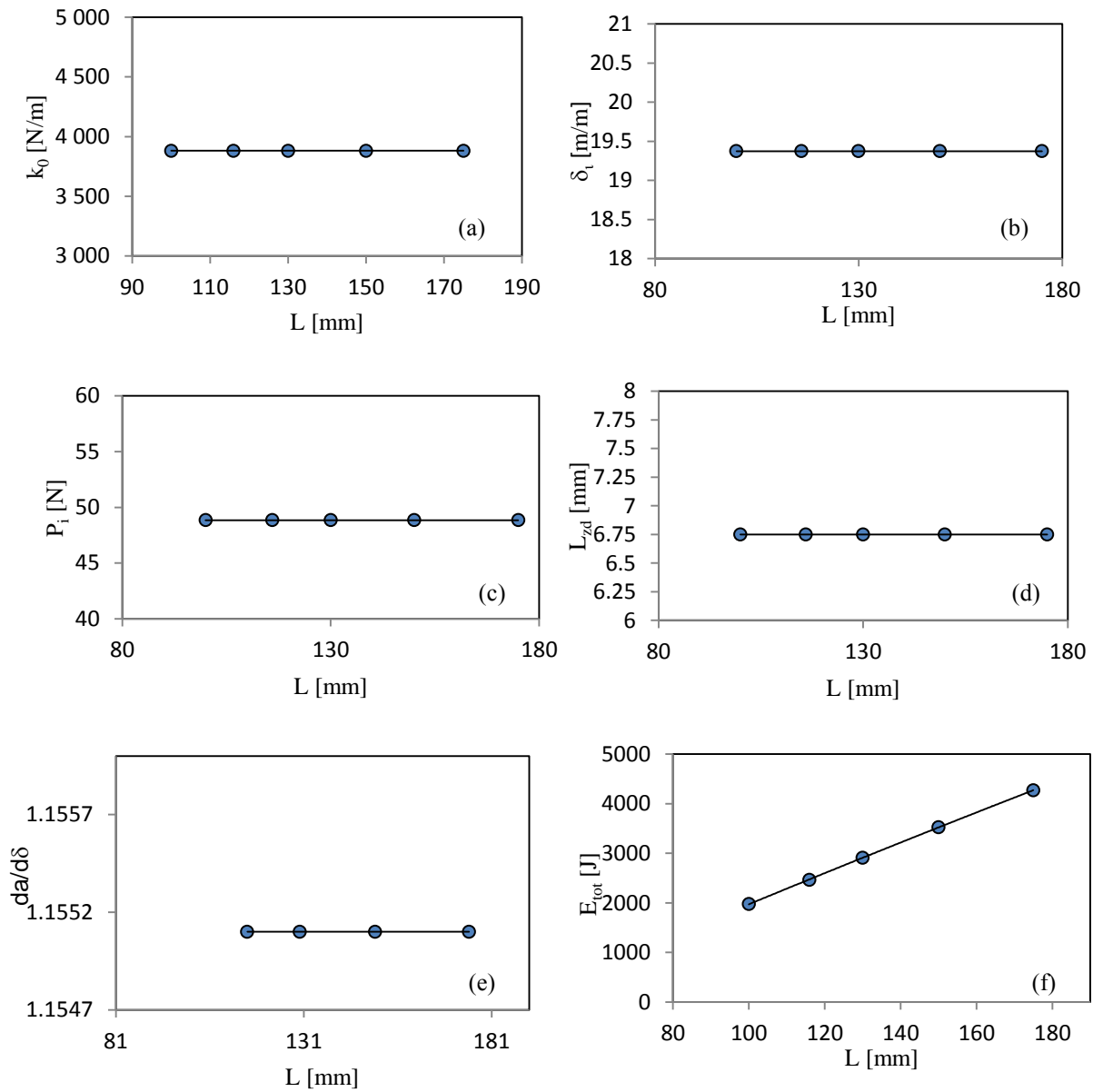


Figura A.8. Efeito do comprimento do provete com : (a) rigidez inicial, (b) deslocamento inicial da fenda, (c) carga inicial, (d) comprimento da zona de dano, (e) velocidade de propagação, (f) energia total.

A.5. Estudo da rigidez do material, E

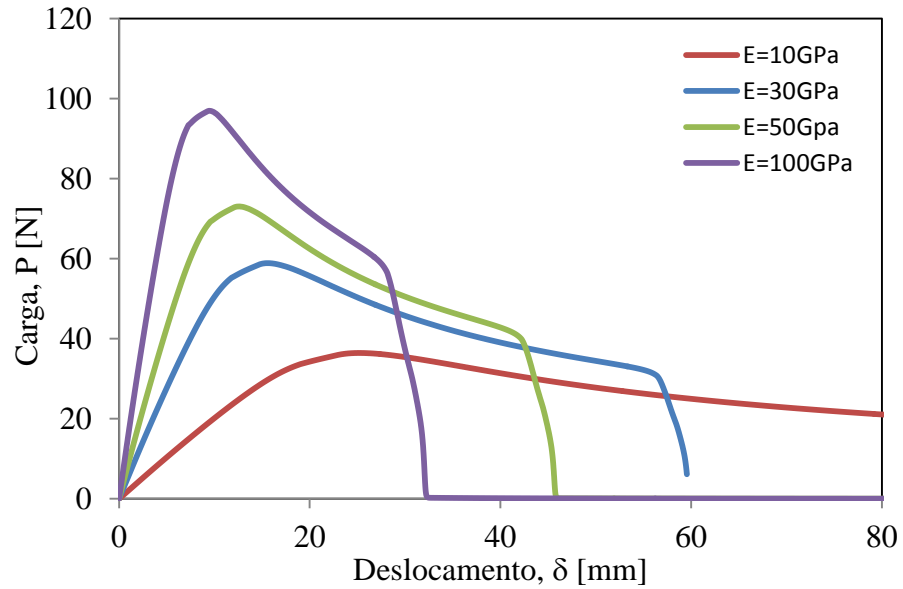


Figura A.9. Curvas carga-deslocamento para diferentes valores de rigidez do material.

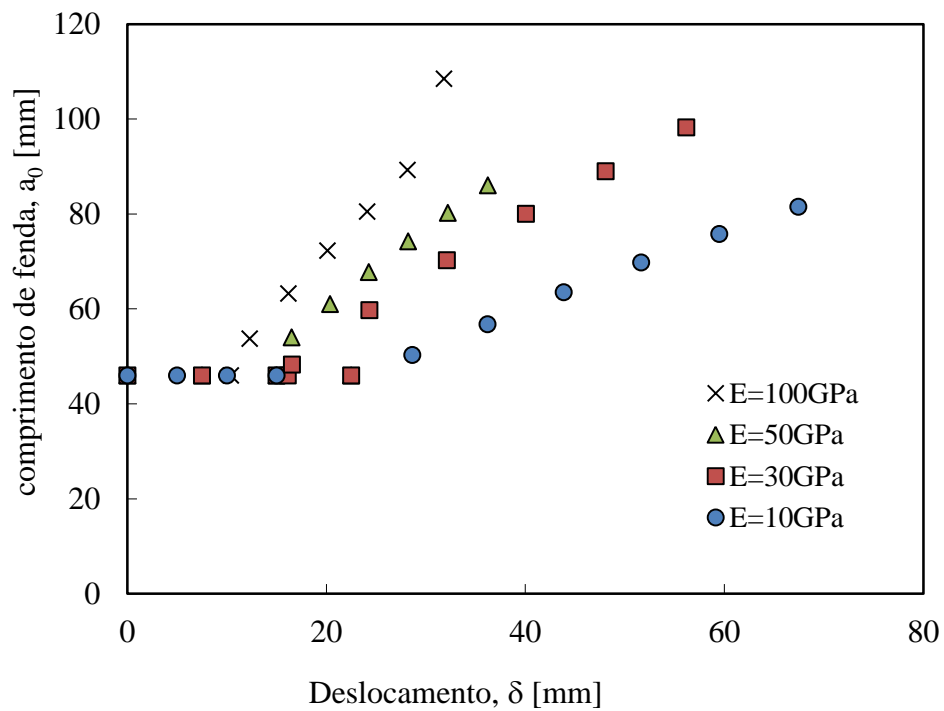


Figura A.10. Curvas comprimento inicial de fenda-deslocamento para diferentes valores de rigidez do material.

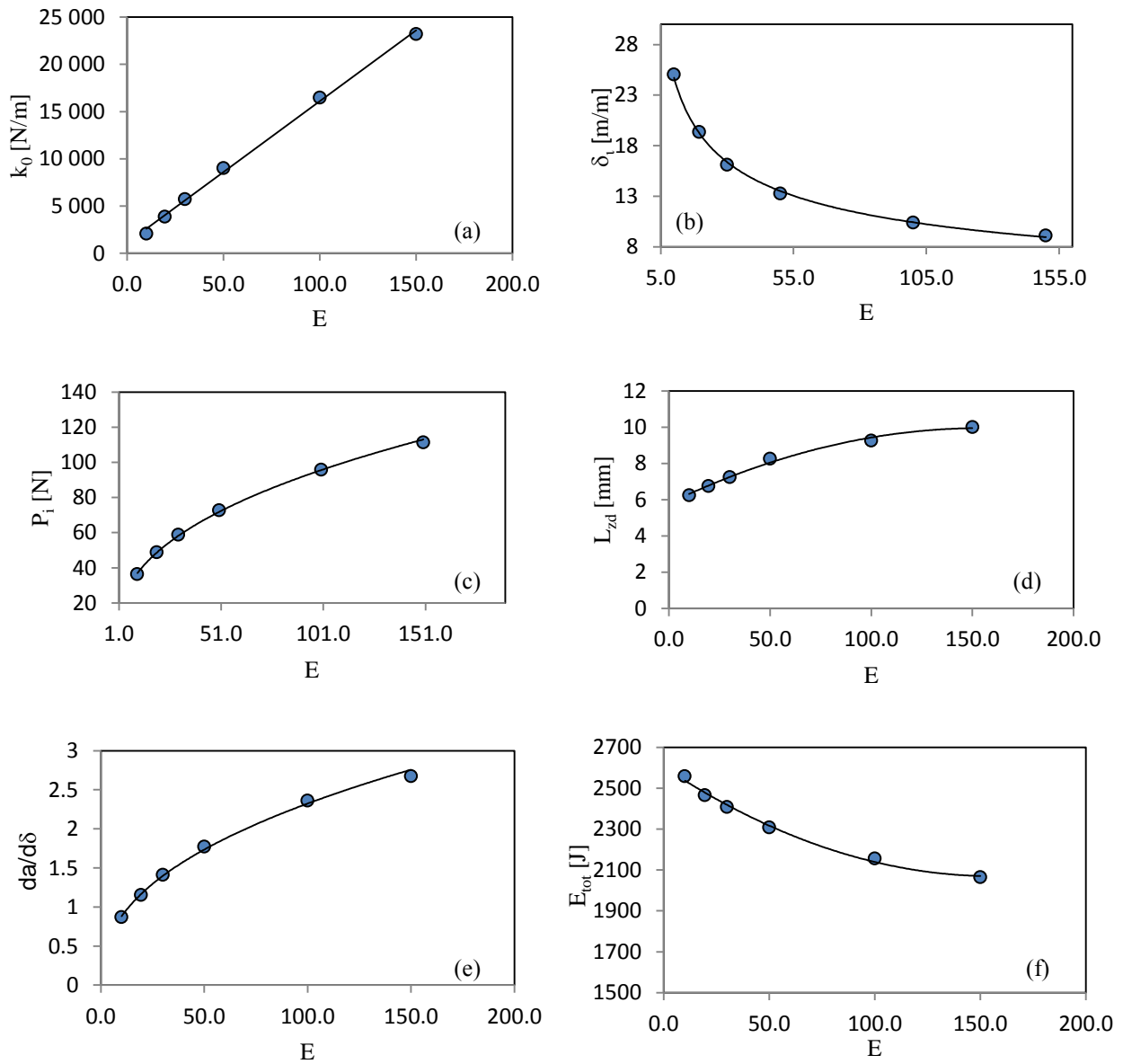


Figura A.11. Efeito da rigidez do material com : (a) rigidez inicial, (b) deslocamento inicial da fenda, (c) carga inicial, (d) comprimento da zona de dano, (e) velocidade de propagação, (f) energia total.

B. MATERIAL CARBONO-EPOXI

B.1. Estudo do comprimento inicial de fenda, a_0

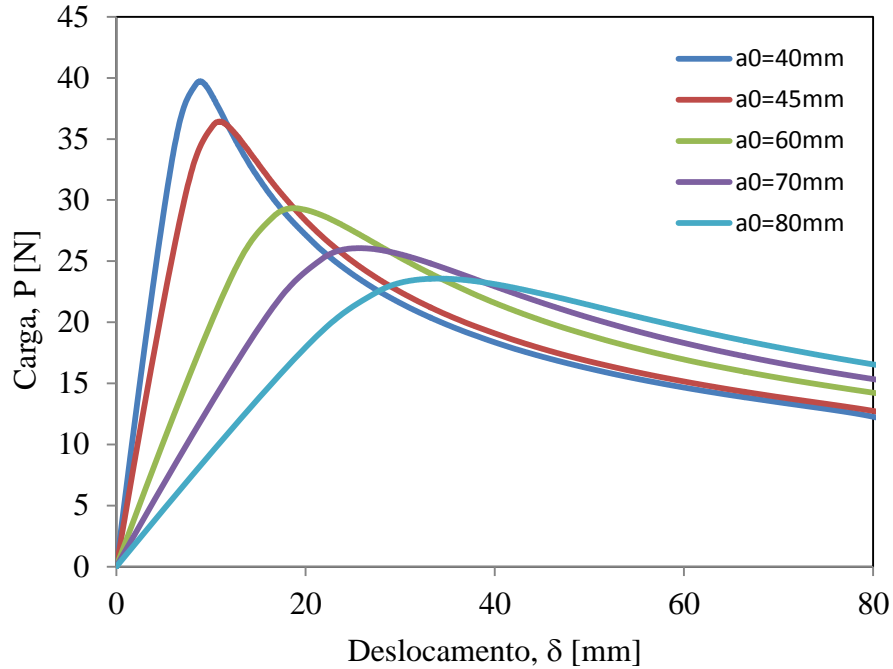


Figura B.1. Curvas carga-deslocamento para diferentes valores de comprimento inicial de fenda.

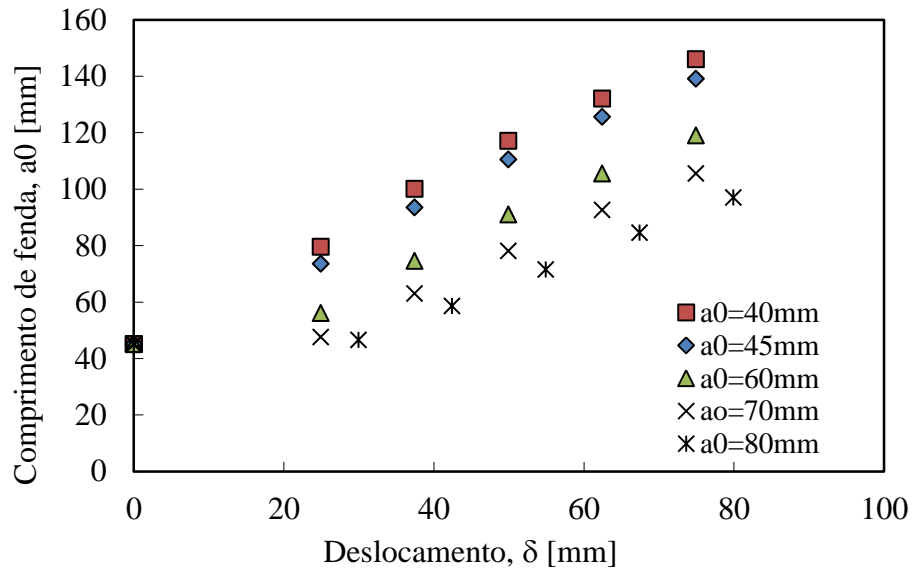


Figura B.2. Curvas comprimento de fenda-deslocamento para diferentes valores de comprimento inicial de fenda.

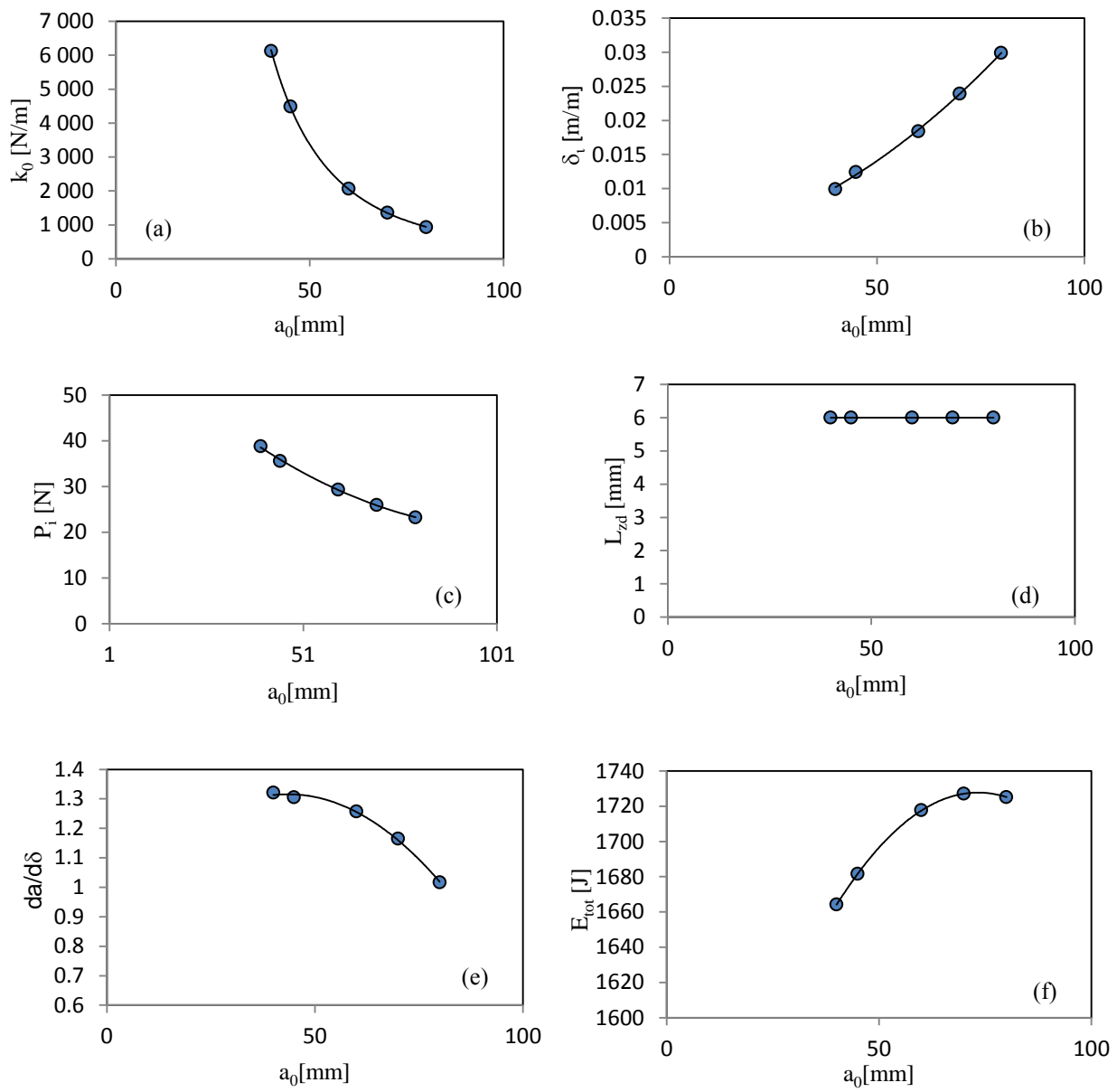


Figura B.3. Efeito do comprimento inicial de fenda com : (a) rigidez inicial, (b) deslocamento inicial da fenda, (c) carga inicial, (d) comprimento da zona de dano, (e) velocidade de propagação, (f) energia total.