



Estudo numérico do efeito da espessura do adesivo na tenacidade à tração de juntas adesivas

RUI PEDRO REBELO OLIVEIRA ANTUNES

novembro de 2020

ESTUDO NUMÉRICO DO EFEITO DA ESPESSURA DO ADESIVO NA TENACIDADE À TRAÇÃO DE JUNTAS ADESIVAS

Rui Pedro Rebelo Oliveira Antunes

1111498

2019/2020

Instituto Superior de Engenharia do Porto

Departamento de Engenharia Mecânica



ESTUDO NUMÉRICO DO EFEITO DA ESPESSURA DO ADESIVO NA TENACIDADE À TRAÇÃO DE JUNTAS ADESIVAS

Rui Pedro Rebelo Oliveira Antunes

1111498

Dissertação apresentada ao Instituto Superior de Engenharia do Porto para cumprimento dos requisitos necessários à obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica, realizada sob a orientação do Doutor Raul Duarte Salgueiral Gomes Campilho.

2019/2020

Instituto Superior de Engenharia do Porto

Departamento de Engenharia Mecânica



JÚRI

Presidente

Doutora Sandra Cristina de Faria Ramos

Professor Adjunto, ISEP

Orientador

Doutor Raul Duarte Salgueiral Gomes Campilho

Professor Adjunto, ISEP

Arguente

Doutor Filipe José Palhares Chaves

Professor Adjunto, IPCA

AGRADECIMENTOS

Quero agradecer à minha mãe por todo o apoio que me deu, à minha irmã, aos meus amigos e namorada que sempre me incentivaram.

Ao orientador Professor Raul Campilho, agradeço a imensa disponibilidade, interesse e apoio.

Em especial ao meu pai, que sempre fez tudo o que pode para guiar os filhos no rumo correto e que sem ele não estaria aqui hoje.

PALAVRAS-CHAVE

Junta adesiva; Adesivo estrutural; Ensaios de fratura; Tenacidade à fratura; Método de Elementos Finitos; Modelos de dano coesivo.

RESUMO

A utilização de ligações adesivas tem vindo a aumentar progressivamente no âmbito de aplicações estruturais comparativamente às ligações mecânicas convencionais. Esta mudança de padrão de ligação deve-se maioritariamente às vantagens oferecidas pelas ligações adesivas. Com a evolução da indústria, é sempre necessário estudar e melhorar o produto. Para este efeito, podem-se usar técnicas como os Modelos de Dano Coesivo (MDC), aliados ao Método de Elementos Finitos (MEF), para prever a resistência de juntas adesivas. Os MDC utilizam critérios de resistência dos materiais e conceitos da mecânica da fratura para prever a iniciação do dano e para a propagação da fenda, respetivamente. Nas simulações por MDC existem várias formas de leis coesivas que podem ser usadas para modelar a camada de adesivo, conforme o material utilizado e o seu comportamento expectável. Neste âmbito, é importante a existência de métodos de análise que permitam determinar estas leis de forma fiável e que estas sejam validadas para aplicação em projeto de estruturas.

Nesta dissertação estudou-se numericamente o efeito da espessura do adesivo na sua tenacidade à tração pelo ensaio *Double-Cantilever Beam* (DCB). De facto, as propriedades coesivas dos adesivos variam bastante com a espessura do adesivo e dos aderentes a ligar, pelo que é de extrema importância conhecer estes efeitos. Foram utilizados dados experimentais já disponíveis para obter as leis coesivas do adesivo pelo método direto. Foi realizada uma modelação numérica por MDC, recorrendo à lei triangular, para reproduzir o comportamento do adesivo e posteriormente comparar com o comportamento verificado nos ensaios experimentais fornecidos. Por fim, foram inseridas variações nos parâmetros coesivos de forma a verificar a sua influência no comportamento do adesivo.

O estudo revelou uma grande proximidade entre os dados experimentais disponibilizados e as modelações realizadas, validando as leis coesivas do adesivo e a forma de lei utilizada. Foi também possível verificar a influência dos parâmetros coesivos nos resultados da simulação, bem como a relativa importância de cada um no comportamento dos provetes à tração.

KEYWORDS

Adhesive joint; Structural adhesive; Fracture tests; Fracture toughness; Finite Element Method; Cohesive zone models.

ABSTRACT

The use of adhesive joints has been progressively increasing in the scope of structural applications compared to conventional mechanical connections. This change in joint pattern is mainly due to the advantages offered by adhesive joints. With the evolution of the industry, it is always necessary to study and improve the product. For this purpose, techniques such as Cohesive Zone Models (CZM), combined with the Finite Element Method (FEM), can be used to predict the strength of adhesive joints. CZM use strength of materials criteria and concepts of fracture mechanics to predict the initiation of damage and the crack propagation, respectively. In CZM simulations, there are several cohesive law shapes that can be used to model the adhesive layer, depending on the material used and its expected behaviour. In this context, it is important to have methods of analysis that allow these laws to be reliably determined and that these are validated for application in structural design.

In this thesis, the adhesive thickness effect on its tensile toughness was numerically studied by the Double-Cantilever Beam (DCB) test. In fact, the cohesive properties of adhesives widely vary with the adhesive thickness and the adherends to be bonded, so it is extremely important to know these effects. Experimental data already available were used to obtain the cohesive laws of the adhesive by the direct method. Numerical modeling by CZM was undertaken, using the triangular law, to reproduce the behavior of the adhesive and then compare it with the behavior verified in the provided experimental tests. Finally, variations in the cohesive parameters were tested in order to verify their influence on the behavior of the adhesive.

The study revealed a good correspondence between the experimental data made available and the models performed, validating the cohesive laws of the adhesive and the used law shape. It was also possible to verify the influence of the cohesive parameters on the simulation results, as well as the relative importance of each one in the tensile behavior of the specimens.

LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS

Caracteres Romanos

a	Comprimento de fenda
a_0	Comprimento inicial de fenda
a_{eq}	Comprimento de fenda equivalente
B	Largura do substrato
d	Variável de dano
d_I	Variável de dano à tração
d_{II}	Variável de dano ao corte
E	Módulo de <i>Young</i>
G	Módulo de elasticidade transversal
G^c	Resistência à fratura
G_I	Taxa de libertação de energia em Modo I
G_I^c	Tenacidade à tração
G_{II}	Taxa de libertação de energia em Modo II
G_{II}^c	Tenacidade ao corte
G_{III}	Taxa de libertação de energia em Modo III
G_{III}^c	Tenacidade ao corte fora do plano
h	Espessura do aderente
K	Matriz constitutiva
K_{nn}, K_{ss} e K_{ns}	Parâmetros da matriz K

L	Comprimento do provete DCB; Metade do comprimento do provete ENF entre apoios
L_0	Comprimento de sobreposição
P	Força
$P_{\text{máx}}$	Força máxima
P_u	Carga aplicada por unidade de largura
R	Fator de correlação
T	150% da carga máxima necessária para iniciar a fenda
t_I	Tensão à tração
t_I^0	Resistência coesiva à tração
t_I^{und}	Resistência coesiva à tração sem degradação de rigidez
t_{II}	Tensão ao corte
t_{II}^0	Resistência coesiva ao corte
t_{II}^{und}	Resistência coesiva ao corte sem degradação de rigidez

Caracteres Gregos

Δ_2	Fator de correção do comprimento de fenda
Δ_{aZPF}	Contribuição da ZPF para a_{eq}
ε_f	Deformação de rotura à tração
θ_p	Rotação dos aderentes na ponta da fenda
σ	Tensão
σ_f	Tensão de rotura à tração
σ_y	Tensão de cedência à tração

τ_f	Tensão de rotura ao corte
τ_y	Tensão de cedência ao corte
Δ	Variação percentual
α	Parâmetro adimensional da lei exponencial
δ	Deslocamento
δ_t	Deslocamento em tração
δ^0	Deslocamento de tração de início de degradação
δ^f	Deslocamento de rotura à tração
δ^s	Deslocamento de tração de início de amaciamento
$\delta P_{\text{máx}}$	Deslocamento de força máxima
δ_{II}	Deslocamento em corte
δ_{II}^0	Deslocamento de corte de início de degradação
δ_{II}^f	Deslocamento de rotura ao corte
δ_{II}^s	Deslocamento de corte de início de amaciamento
ε	Deformação
ε_t	Deformação em tração
ε_{II}	Deformação em corte
γ	Coefficiente para critério da mecânica da fratura
ν	Coefficiente de <i>Poisson</i>

Abreviaturas

2D	Duas dimensões
3D	Três dimensões

4ENF	<i>Four-Point End-Notched Flexure</i>
ADCB	<i>Asymmetric Double-Cantilever Beam</i>
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
CBBM	<i>Compliance-Based Beam Theory</i>
CBT	<i>Corrected Beam Theory</i>
CCM	<i>Compliance Calibration Method</i>
CLS	<i>Crack Lap Shear</i>
DBT	<i>Direct Beam Theory</i>
DCB	<i>Double-Cantilever Beam</i>
ELS	<i>End-Loaded Split</i>
ENF	<i>End-Notched Flexure</i>
FRMM	<i>Fixed Rate Mixed Mode</i>
ISEP	Instituto Superior de Engenharia do Porto
JSD	Junta de Sobreposição Dupla
JSS	Junta de Sobreposição Simples
MDC	Modelo do Dano Coesivo
MEF	Método de Elementos Finitos
MEFX	Método de Elementos Finitos Extendido
MFLE	Mecânica da Fratura Linear Elástica
MMF	<i>Mixed-Mode Flexure</i>
SDEG	<i>Stiffness Degradation</i>
SLB	<i>Single-Leg Bending</i>
TDCB	<i>Tapered Double-Cantilever Beam</i>

TFFV	Técnica do Fecho da Fenda Virtual
ZPF	Zona de Processo de Fratura

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1 - Constituintes de uma junta adesiva.	7
Figura 2 - Distribuição de tensões mediante a rigidez do adesivo (da Silva et al. 2011).	11
Figura 3 - Distribuição de tensões com a variação de t_A (da Silva et al. 2011).	11
Figura 4 - Diferentes modos de carregamento (da Silva et al. 2007).	12
Figura 5 - Carregamento à tração e distribuição de tensões na junta (Petrie 2000).	12
Figura 6 - Carregamento à compressão e distribuição de tensões na junta (Petrie 2000).	13
Figura 7 - Carregamento ao corte e distribuição de tensões na junta (Petrie 2000).	13
Figura 8 - Demonstração da flexão da junta (Adams 2005).	14
Figura 9 – Demonstração do efeito da flexão na junta (da Silva et al. 2011).	14
Figura 10 - Carregamento de clivagem e distribuição de tensões na junta (Petrie 2000).	14
Figura 11 – Carregamento de arrancamento e distribuição de tensões na junta (Petrie 2000).	15
Figura 12 – Modos de rotura de uma junta adesiva (da Silva et al. 2007).	15
Figura 13 – Aspeto de rotura mista de uma junta adesiva.	16
Figura 14 – Possíveis configurações de junta (da Silva et al. 2007).	17
Figura 15 – Modos de carregamento de juntas adesivas (da Silva et al. 2007).	19
Figura 16 – Ensaio DCB (de Moura et al. 2008).	20
Figura 17 – Ensaio TDCB (da Silva et al. 2007).	20
Figura 18 – Ensaio ENF (de Moura et al. 2009)	21
Figura 19 - Ilustração da zona ZPF e conceito de fenda equivalente (a_{eq}) (de Moura et al. 2008).	21
Figura 20 – Ensaio MMF ou SLB (da Silva et al. 2007).	22
Figura 21 – Ensaio ADCB (da Silva et al. 2007).	23
Figura 22 – Ensaio CLS (da Silva et al. 2012).	23
Figura 23 – Ensaio FRMM (da Silva et al. 2012).	23
Figura 24 – Elementos coesivos para simular caminhos de rotura de espessura zero: aproximação local (a) e modelação de uma camada fina de adesivo: aproximação contínua (b) (adaptado de (da Silva e Campilho 2012)).	26
Figura 25 – Modelo coesivo triangular (Campilho et al. 2007).	27
Figura 26 – Geometria do provete DCB (Gustafson e Waas 2009).	30

Figura 27 – Geometria do provete ENF (Gustafson e Waas 2009).	30
Figura 28 – Representação das tensões usando o MEFX em JSS: iniciação do dano do adesivo nas extremidades de sobreposição (a) e crescimento dano do aderente de alumínio (b) (Campilho et al. 2011)	35
Figura 29 - Curva σ - ε da liga de alumínio AA 6082-T651 (Campilho et al. 2011).	40
Figura 30 – Adesivo Sikaforce® 7752-L60.	41
Figura 31 - Curvas σ - ε do adesivo SikaForce® 7752-L60 (Campilho et al. 2015).	42
Figura 32 - Representação geométrica dos provetes DCB.	42
Figura 33 - Granalhadora CIDBLAST, modelo RT6S.	43
Figura 34 - Substrato inferior com os espaçadores colocados.	44
Figura 35 - Representação esquemática da localização dos espaçadores.	44
Figura 36 - Fabrico do espaçador frontal.....	45
Figura 37 - Provetes DCB em fase de colagem, com colocação de grampos para aplicação de pressão durante a cura.....	45
Figura 38 - Remoção do excesso de adesivo de um provete DCB com um alicate.	46
Figura 39 – Acabamento superficial utilizando uma lixa rotativa num provete DCB.	46
Figura 40 – Aplicação de corretor branco numa face lateral da junta e localização/forma de colocação das dobradiças.	48
Figura 41 - Provelte DCB em carga com descrição dos parâmetros de análise (Campilho et al. 2015).	50
Figura 42 – Pontos retirados através do método ótico de medição de δ e θ (Campilho et al. 2015).	51
Figura 43 – Cálculo de θ_0 . Foram definidas funções quadráticas nos pontos p_1 , p_3 , p_5 e p_2 , p_4 , p_6 , representando a curvatura dos provetes superior e inferior, respetivamente, enquanto as linhas retas definem a tangente às curvas na ponta da fenda (correspondente a 10 mm nas escalas) (Campilho et al. 2015).....	51
Figura 44 – Comparação da representação das curvas R para cada um dos valores de t_A (Campilho et al. 2015).	53
Figura 45 – Valores médios e desvio padrão de G_I^c em função de t_A pelo CBBM (Campilho et al. 2015). .	53
Figura 46 – Gráfico de θ_0 – tempo de teste para um provete de $t_A=0,2$ mm: Curva original, aproximação polinomial e curva polinomial ajustada (Campilho et al. 2015).....	54
Figura 47 – Gráfico de δ – tempo de teste para um provete DCB com $t_A=0,2$ mm: curva original, aproximação polinomial e curva polinomial ajustada (Campilho et al. 2015).	55
Figura 48 – Representação das leis G_I - δ para cada valor de t_A (Campilho et al. 2015).....	55

Figura 49 – Valores médios e desvios padrão de G_I^c em função de t_A pelo método de integral J (Campilho et al. 2015).	56
Figura 50 – Representação das leis coesivas (CZM) para cada valor de t_A (Campilho et al. 2015).....	57
Figura 51 – Malha do provete.	61
Figura 52 – Malha na pré-fenda.	61
Figura 53 – Condições de fronteira da junta.	62
Figura 54 – Modelo coesivo triangular (Campilho et al. 2007).	64
Figura 55 – Comparação das curvas $P-\delta$ do provete DCB01_3.....	66
Figura 56 - Comparação das curvas $P-\delta$ do provete DCB01_5.	67
Figura 57 - Comparação das curvas $P-\delta$ do provete DCB02_1.	69
Figura 58 - Comparação das curvas $P-\delta$ do provete DCB02_5.	69
Figura 59 - Comparação das curvas $P-\delta$ do provete DCB05_1.	71
Figura 60 - Comparação das curvas $P-\delta$ do provete DCB05_6.	71
Figura 61 - Comparação das curvas $P-\delta$ do provete DCB10_1.	73
Figura 62 - Comparação das curvas $P-\delta$ do provete DCB10_2.	74
Figura 63 - Comparação das curvas $P-\delta$ do provete DCB20_1	76
Figura 64 - Comparação das curvas $P-\delta$ do provete DCB20_6	76
Figura 65 – Comparação das curvas $P-\delta$ experimentais para diferentes valores de t_A	77
Figura 66 – Comparação das curvas $P-\delta$ numéricas para diferentes valores de t_A	78
Figura 67 - Ensaio numérico com várias variações de G_I^c num provete de $t_A=0,1$ mm	80
Figura 68 - Ensaio numérico com várias variações de G_I^c num provete de $t_A=2,0$ mm	80
Figura 69 - Ensaio numérico com várias variações de t_I^0 num provete de $t_A=0,1$ mm	81
Figura 70 - Ensaio numérico com várias variações de t_I^0 num provete de $t_A=2,0$ mm	81
Figura 71 - Ensaio numérico com várias variações de E num provete de $t_A=0,1$ mm	82
Figura 72 - Ensaio numérico com várias variações de E num provete de $t_A=2,0$ mm	83

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 1 - Composição química da liga de alumínio AA 6082-T651.	39
Tabela 2 – Propriedades mecânicas da liga de alumínio AA 6082-T651 indicadas pelo fornecedor.	40
Tabela 3 - Propriedades mecânicas da liga de alumínio AA 6082-T651 obtidas por ensaio experimental (Campilho et al. 2011).	40
Tabela 4 - Propriedades mecânicas à tração do adesivo Sikaforce® 7752-L60 obtidas no trabalho de Campilho et al. (2011).	41
Tabela 5 – Valores geométricos teóricos da junta DCB (Campilho et al. 2015).	43
Tabela 6 - Valores de espessura dos componentes utilizados no fabrico dos espaçadores calibrados.	45
Tabela 7 - Valores reais da geometria dos provetes (Campilho et al. 2015).	47
Tabela 8 – Valores médios e desvios de G_I^c (N/mm) para ambos os valores de redução de dados (Campilho et al. 2015).	58
Tabela 9 – Valores finais de G_I^c (Campilho et al. 2014).	59
Tabela 10 – Valores finais de t_I^0 (Campilho et al. 2014).	60
Tabela 11 – Dimensões dos elementos constituintes da camada de adesivo.	62
Tabela 12 - Valores de G_I^c e t_I^0 utilizados nos provetes DCB de $t_A=0,1$ mm.	65
Tabela 13 - Erros percentuais entre os dois métodos para os provetes de $t_A=0,1$ mm.	65
Tabela 14 - Valores de G_I^c e t_I^0 utilizados nos provetes DCB de $t_A=0,2$ mm.	67
Tabela 15 - Erros percentuais entre os dois métodos para os provetes de $t_A=0,2$ mm.	68
Tabela 16 - Valores de G_I^c e t_I^0 utilizados nos provetes DCB de $t_A=0,5$ mm.	70
Tabela 17 - Erros percentuais entre os dois métodos para os provetes de $t_A=0,5$ mm.	70
Tabela 18 - Valores de G_I^c e t_I^0 utilizados nos provetes DCB de $t_A=1,0$ mm.	72
Tabela 19 - Erros percentuais entre os dois métodos para os provetes de $t_A=1,0$ mm.	73
Tabela 20 - Valores de G_I^c e t_I^0 utilizados nos provetes DCB de $t_A=2,0$ mm.	75
Tabela 21 - Erros percentuais entre os dois métodos para os provetes de $t_A=2,0$ mm.	75
Tabela 22 – Valores das várias variações de G_I^c , t_I^0 e E nos provetes a testar.	79

ÍNDICE

1	INTRODUÇÃO	3
1.1	Contextualização	3
1.2	Objetivos	3
1.3	Organização da dissertação	4
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	7
2.1	Ligações adesivas	7
2.1.1	Caraterização das juntas adesivas	7
2.1.1.1	Definição	7
2.1.1.2	Vantagens e desvantagens	8
2.1.1.3	Aplicações das juntas adesivas	10
2.1.2	Esforços e modos de rotura	10
2.1.2.1	Esforços.....	10
2.1.2.1.1	Tração.....	12
2.1.2.1.2	Compressão.....	12
2.1.2.1.3	Corte.....	13
2.1.2.1.4	Clivagem.....	14
2.1.2.1.5	Arrancamento	15
2.1.2.2	Modos de rotura	15
2.1.3	Possíveis configurações de juntas	16
2.1.3.1	Junta de sobreposição simples	17
2.1.3.2	Junta de sobreposição dupla	17
2.1.3.3	Junta de chanfro exterior.....	17
2.1.3.4	Junta de chanfro interior	18
2.1.3.5	Junta em degrau	18
2.1.3.6	Junta com cobre-junta	18

2.1.3.7	Junta com cobre-junta dupla	18
2.1.3.8	Junta de topo a topo	18
2.1.3.9	Junta tubular	18
2.1.3.10	Junta de arrancamento	19
2.2	Ensaio de caracterização à fratura	19
2.2.1	Fratura em modo I	19
2.2.2	Fratura em modo II	21
2.2.3	Fratura em modo misto	22
2.3	Previsão da resistência das juntas	23
2.3.1	Mecânica dos meios contínuos	24
2.3.2	Mecânica da fratura	25
2.3.3	Modelos de dano coesivo	26
2.3.3.1	Tipos de leis coesivas	27
2.3.3.2	Determinação dos parâmetros coesivos	28
2.3.3.2.1	Método de definição individual dos parâmetros	30
2.3.3.2.2	Método inverso	31
2.3.3.2.3	Método direto	31
2.3.4	Mecânica do dano	33
2.3.5	Método dos Elementos Finitos Extendido	34
3	DESENVOLVIMENTO	39
3.1	Trabalho experimental	39
3.1.1	Materiais utilizados	39
3.1.1.1	Aderentes	39
3.1.1.2	Adesivo	41
3.1.2	Ensaio DCB	42
3.1.2.1	Geometria	42
3.1.2.2	Fabrico	43
3.1.2.3	Teste	48
3.1.3	Determinação de G_I^c	48

3.1.3.1	Compliance-Based Beam Method (CBBM)	49
3.1.3.2	Método do Integral J.....	49
3.1.4	Resultados	52
3.1.4.1	Cálculo do G_I^c por CBBM	52
3.1.4.2	Cálculo do G_I^c e lei coesiva pelo integral J.....	53
3.1.4.3	Análise de resultados.....	57
3.2	Trabalho numérico.....	60
3.2.1	Condições da análise numérica	60
3.2.2	Modelos de dano coesivo.....	62
3.2.3	Validação das leis coesivas obtidas	64
3.2.3.1	Espessura de 0,1 mm	64
3.2.3.2	Espessura de 0,2 mm	67
3.2.3.3	Espessura de 0,5 mm	69
3.2.3.4	Espessura de 1,0 mm	72
3.2.3.5	Espessura de 2,0 mm	74
3.2.4	Comparação de espessuras	77
3.2.5	Estudo da influência dos parâmetros coesivos	78
3.2.5.1	Variações de G_I^c	79
3.2.5.2	Variação de t_l^0	80
3.2.5.3	Variação de E	82
4	CONCLUSÕES E PROPOSTAS DE TRABALHOS FUTUROS	87
5	REFERÊNCIAS.....	91

INTRODUÇÃO

- 1.1 Contextualização
- 1.2 Objetivos
- 1.3 Organização da dissertação

1 INTRODUÇÃO

1.1 Contextualização

A utilização de ligações adesivas verificou um grande aumento nos últimos anos e tornou-se numa solução bastante utilizada em vários ramos da indústria. Portanto é muito importante conhecer e poder prever a resistência de uma ligação adesiva a vários modos de rotura. Para tal é necessário caracterizar as ligações adesivas à fratura. Quando utilizadas numa das várias aplicações estruturais, estas podem estar sujeitas a vários tipos de tensões. Para caracterizar as juntas à fratura e ser possível prever a sua resistência foram desenvolvidos vários ensaios baseados na mecânica da fratura. Estes ensaios são quase sempre destrutivos e bastante morosos, sendo então necessário recorrer a *softwares* capazes de simular com exatidão estes mesmos ensaios, o que reduz o tempo despendido e evita o fabrico da junta. Existem técnicas de previsão que, associadas a uma análise por Método de Elementos Finitos (MEF), permitem prever o comportamento das ligações adesivas, como por exemplo os Modelos de Dano Coesivo (MDC). A análise numérica encontra-se dependente de parâmetros como G_I^c , a tenacidade à tração (modo I), G_{II}^c , a tenacidade ao corte no plano, G_{III}^c , a tenacidade ao corte fora do plano, t_I^0 , a tensão máxima à tração, t_{II}^0 , a tensão máxima ao corte no plano e t_{III}^c , a tensão máxima ao corte fora do plano. Estes parâmetros são obtidos experimentalmente, sendo depois inseridos na modelação numérica de forma a que esta seja capaz de prever o comportamento da junta com maior precisão. É também importante conhecer a influência individual que cada um destes parâmetros tem sobre o comportamento da junta.

1.2 Objetivos

Esta dissertação teve como objetivo determinar a influência da espessura do adesivo (t_A) na tenacidade à tração do adesivo Sikaforce® 7752-L60. Inicialmente, são obtidas as curvas força-deslocamento (curvas $P-\delta$) através de ensaios DCB com diferentes valores de t_A . Os ensaios experimentais foram realizados por Campilho et al. (2015). Através dos ensaios experimentais realizados, os resultados foram tratados para obtenção das curvas de resistência (curvas- R) através de métodos de redução: *Compliance-Based Beam Method* (CBBM) e integral-J. Através do método de integral-J também foi possível obter as leis coesivas à tração do adesivo. Para a avaliação de δ , é utilizado um método ótico de medição anteriormente desenvolvido (Leitão et al.

2016). Com recurso ao *software* ABAQUS® e a um MDC triangular pretende-se validar as leis coesivas estimadas no trabalho experimental. Também se pretende verificar o efeito dos parâmetros coesivos nas curvas $P-\delta$.

1.3 Organização da dissertação

A presente dissertação está organizada da seguinte forma:

No capítulo 1 é apresentada a contextualização acerca do tema a estudar, indicando os principais objetivos do trabalho e a sua organização.

No capítulo 2 é realizada uma revisão bibliográfica com os temas fundamentais para o desenvolvimento desta dissertação. Caracterizam-se os vários tipos de ligações adesivas e descrevem-se os ensaios à fratura mais comuns para cada modo de carregamento.

No capítulo 3 é descrito o procedimento experimental, caracterizando os materiais utilizados, o método de fabrico dos provetes, o método de definição dos parâmetros coesivos e o ensaio realizado. É apresentada a modelação numérica recorrendo ao *software* Abaqus®, obedecendo às condições de análise numérica, com o objetivo de validação das leis coesivas resultantes dos ensaios experimentais pelo método direto, após parametrização numa forma triangular. Por fim, é realizada uma análise do efeito dos parâmetros constituintes da lei coesiva.

No capítulo 4 são apresentadas as conclusões deste trabalho com indicações de propostas futuras.

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

- 2.1 Ligações adesivas
- 2.2 Ensaios de caracterização à fratura
- 2.3 Previsão da resistência das juntas

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Ligações adesivas

Uma ligação adesiva, também designada de junta adesiva, baseia-se na união de dois elementos estruturais, também referidos como substratos, através das forças de adesão e coesão interna presentes no adesivo.

O uso deste tipo de ligação é muito recorrente na natureza. Basta verificar, por exemplo, os métodos de construção dos ninhos de pássaros, das colmeias de abelhas e até mesmo das teias de aranha. Estes são adesivos de origem natural, podendo ser produzidos por plantas ou mesmo por seres vivos.

Esta técnica já é utilizada pelo ser humano há séculos, mas, até ao século passado, a maioria dos adesivos utilizados era de origem vegetal, animal ou mineral. Sendo adesivos muito frágeis, foi necessário evoluir desta fórmula e assim, nos anos 40, Bruyne e a sua equipa modificaram a química dos adesivos ao adicionar polímeros de boa tenacidade.

2.1.1 Caracterização das juntas adesivas

2.1.1.1 Definição

Como referido anteriormente, a ligação adesiva é composta por dois aderentes, pelo adesivo e por todas as interfases. Na Figura 1 é possível verificar todos os constituintes da junta.

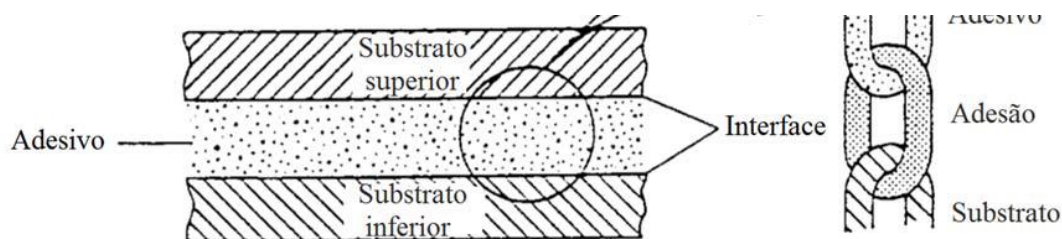


Figura 1 - Constituintes de uma junta adesiva.

O substrato é o material a ser ligado e a região de contacto entre este e o adesivo é denominada de interfase. Esta possui características físicas e químicas diferentes do adesivo e do aderente, que constituem um fator crítico na determinação das propriedades da ligação.

Também pode ser necessário recorrer a um agente primário para melhorar a adesão e proteger as superfícies até o adesivo ser aplicado (da Silva et al. 2007).

Para se escolher corretamente o adesivo a utilizar na junta, é necessário considerar vários fatores/características do adesivo, tais como (Ebnesajjad 2010):

- No fabrico da junta, mais especificamente na molhagem, o adesivo deve comportar-se como se fosse quase líquido, para escoar mais facilmente, cobrir completamente o substrato e preencher ranhuras, cavidades e espaços na superfície do substrato;
- Ser capaz de formar forças de adesão com os substratos e de coesão no interior da sua camada;
- Ser capaz de suportar esforços contínuos, variáveis e pulsantes;
- Ser capaz de distribuir as cargas a que está sujeito ao longo da junta;
- Deve possuir uma boa resistência ao meio ambiente onde será aplicado e à degradação causada por este;
- O adesivo deve ser capaz de estabelecer uma boa adesão ao material do substrato a ligar.

2.1.1.2 Vantagens e desvantagens

As juntas adesivas, em substituição dos métodos clássicos como a rebiteagem, soldadura ou aparafusamento, apresentam vantagens que conferem uma grande importância na escolha do método de ligação mais indicado.

As vantagens principais das juntas adesivas são (Packham 2005, da Silva et al. 2007):

- Oferecem uma distribuição mais uniforme das tensões, permitindo uma melhor transmissão de carga eficiente e uma maior rigidez;
- Elevada capacidade de amortecimento de vibrações;
- Aerodinâmica otimizada;
- Possibilita uma redução de peso da peça e apresenta um menor custo;
- As tensões são parcialmente absorvidas, o que melhora a resistência à fadiga devido ao amortecimento de vibrações;
- Permite ligar substratos de materiais diferentes, com diferentes propriedades mecânicas e químicas;
- Permite ligar materiais com diferentes coeficientes de expansão térmica, devido à flexibilidade do adesivo, que permite compensar essas variações;
- O processo de fabrico da junta pode ser automatizado, tornando-se assim mais rápido, eficiente e mais barato;
- A união da junta é quase invisível, sem contornos ou excessos de material;
- Não é necessária a aplicação de parafusos ou recorrer ao uso de soldadura, evitando assim furos, rebites, marcas, fissuras e concentração de tensões.

Mas, apesar de todas as vantagens apresentadas, as ligações adesivas também apresentam desvantagens. As principais desvantagens são (Packham 2005, da Silva et al. 2007):

- A resistência das juntas adesivas é muito dependente dos esforços de arrancamento, clivagem e impacto;
- O adesivo deve estar maioritariamente sujeito a tensões de corte (tensões paralelas à ligação adesiva). É necessário escolher corretamente a geometria da junta de forma a evitar essas tensões de corte, mas também de forma a evitar concentrações localizadas e assegurar uma distribuição uniforme das tensões;
- As ligações adesivas apresentam uma resistência limitada a condições atmosféricas, tais como a temperatura e humidade;
- É necessária a utilização de material e ferramentas extra no fabrico da junta, comparado com algumas outras ligações, como por exemplo, porca-parafuso;
- Requer uma preparação superficial bastante cuidada;
- Alguns adesivos necessitam de curar a temperaturas elevadas;
- Existe a dificuldade de controlo de qualidade da junta e de segurança como consequência.

Quando se pretende realizar uma ligação adesiva, é necessário seguir um certo procedimento (da Silva et al. 2007):

1 – Seleção do adesivo – É necessário ter em conta a aplicação da junta, é necessário considerar a temperatura de funcionamento, tipo e força do carregamento a que esta estará sujeita, meio ambiente e método de aplicação do adesivo;

2 – Projeto da junta – Definir a geometria da junta, dimensionar os seus parâmetros geométricos para que as tensões a que estará sujeita não ultrapassem os valores limite admissíveis do adesivo utilizado, tendo em conta os esforços a que estará submetido;

3 – Preparação superficial – Etapa necessária para garantir uma adesão resistente entre o substrato e o adesivo e reduzir o risco de existir rotura adesiva, melhorando, portanto, a resistência da junta;

4 – Fabrico da junta – Engloba a aplicação do adesivo nos substratos e todos os processos necessários, tais como cura da junta, aplicação de ciclos térmicos e aplicação de pressão;

5 – Controlo do processo – É a última fase, onde são efetuados vários ensaios, destrutivos e não destrutivos, de forma a garantir que a ligação apresenta características satisfatórias a curto e longo prazo. Os métodos de previsão da resistência das juntas servem para uma fase inicial de planeamento, não sendo suficientes para aplicações práticas, pois tratam-se, tal como os ensaios experimentais, de simulações em situações perfeitas. Por exemplo, os possíveis defeitos de fabrico não são contemplados neste cálculo.

2.1.1.3 Aplicações das juntas adesivas

As juntas adesivas são utilizadas em várias aplicações distribuídas por toda a indústria. São utilizadas para realizar vedações, união de materiais e ligações estruturais de alta responsabilidade estrutural. Os adesivos conseguem unir vários materiais, tais como vidro, metal, cerâmicos, plásticos e madeira.

A aplicação dos adesivos tem vindo a aumentar progressivamente na indústria automóvel, na indústria aeronáutica, indústria têxtil, marítima e construção civil.

Na indústria automóvel, o uso das ligações adesivas está associado à necessidade de redução do peso do automóvel, para ajudar a reduzir o consumo do mesmo e aumentar a sua velocidade e aceleração. Ou seja, por vezes é necessário recorrer a materiais de diferentes composições para atingir o objetivo sem comprometer a segurança do veículo.

Por razões similares às da indústria automóvel, na indústria aeronáutica e na indústria marítima também se utilizam ligações adesivas.

Na indústria têxtil, os adesivos têm sido utilizados cada vez mais no fabrico de equipamento e vestuário desportivo devido à necessidade de tecidos respiráveis e proteções impermeáveis. Também têm sido aplicados no vestuário de bombeiros ou vestuário medicinal.

Na construção civil, a sua aplicação concentra-se maioritariamente na substituição dos métodos de ligação tradicional.

2.1.2 Esforços e modos de rotura

2.1.2.1 Esforços

Os esforços presentes numa junta dependem de vários fatores, tais como local onde a força é aplicada, direção desta, do seu sentido e do tipo de junta utilizado. Por norma, a distribuição de esforços ao longo da junta não é uniforme, sendo sempre possível encontrar zonas de maior concentração de tensões. Estas são normalmente encontradas nas zonas de descontinuidade geométrica e nas extremidades da camada de adesivo, como é possível verificar na Figura 2 (da Silva et al. 2007).

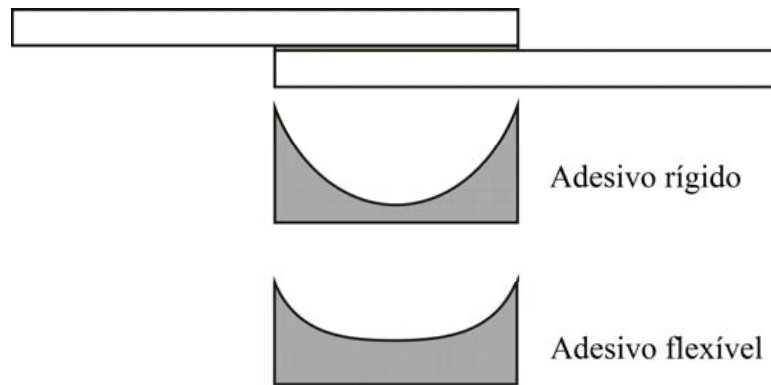


Figura 2 - Distribuição de tensões mediante a rigidez do adesivo (da Silva et al. 2011).

Este fenómeno pode ser aliviado através do uso de um adesivo mais flexível ou aumentando a sua espessura, conforme se pode verificar na Figura 3.

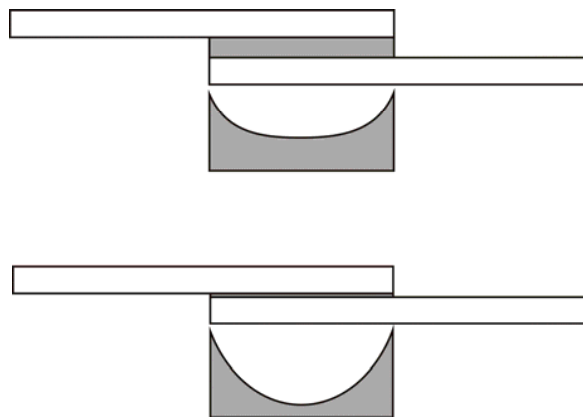


Figura 3 - Distribuição de tensões com a variação de t_A (da Silva et al. 2011).

Existem quatro modos de carregamento principais no estudo das ligações adesivas: tração, corte, clivagem e arrancamento. Também é possível falar na compressão, mas a sua influência é mínima, porque um adesivo não tem como função principal suportar este tipo de carregamento e a sua distribuição de tensões é a mais próxima de uniforme de todos os tipos de carregamento (da Silva et al. 2007).

A Figura 4 apresenta os cinco esforços a que uma junta pode estar sujeita.

Os quatro carregamentos denominados de principais podem ser categorizados como críticos e não críticos, sendo os críticos: clivagem e arrancamento, e os não críticos, tração e corte. Os carregamentos críticos são os tipos para os quais a junta não foi concebida para suportar, causando uma rotura abrupta e precoce da junta. Os carregamentos não críticos são os carregamentos para os quais a junta foi concebida para suportar, verificando-se uma rotura em valores de carga normais, caso não se verifique a existência de fabrico deficiente da junta.

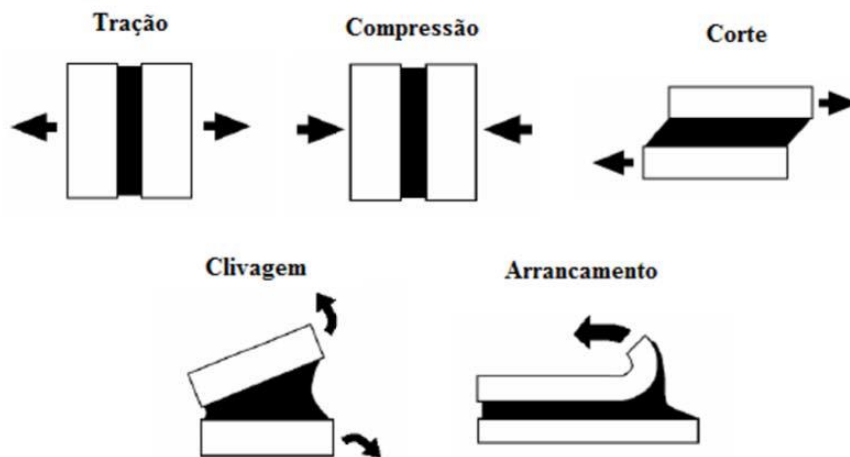


Figura 4 - Diferentes modos de carregamento (da Silva et al. 2007).

2.1.2.1.1 Tração

A tração pura de uma junta adesiva ocorre quando as forças aplicadas têm a direção perpendicular ao plano da junta e no sentido oposto da ligação (Figura 5). Neste tipo de carregamento, a distribuição de tensões é uniforme, o que previne o efeito de clivagem ou arrancamento. Para estes ensaios é necessário garantir o paralelismo entre os substratos, especialmente nas zonas ligadas. Normalmente utilizam-se guias para garantir um carregamento axial e substratos com boa rigidez para evitar a sua deformação quando carregados (da Silva et al. 2007).

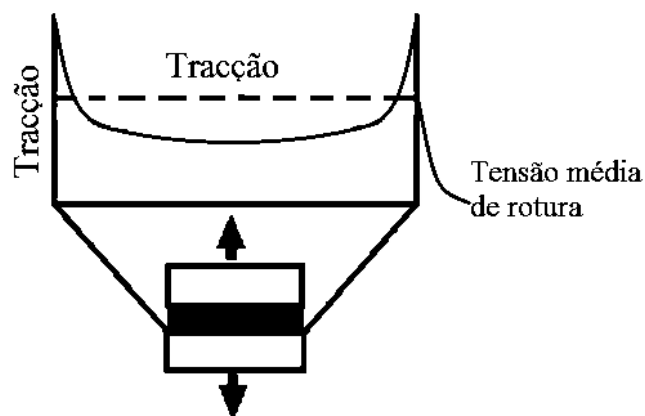


Figura 5 - Carregamento à tração e distribuição de tensões na junta (Petrie 2000).

2.1.2.1.2 Compressão

A compressão pura ocorre nas mesmas condições da tração, sendo a única diferença o sentido das forças aplicadas, que são exatamente o oposto, ou seja, do exterior para o centro da junta (Figura 6). Existe a necessidade de garantir o mesmo paralelismo necessário na tração para comprimir uniformemente o adesivo, mas este ensaio é muito mais fácil de realizar.

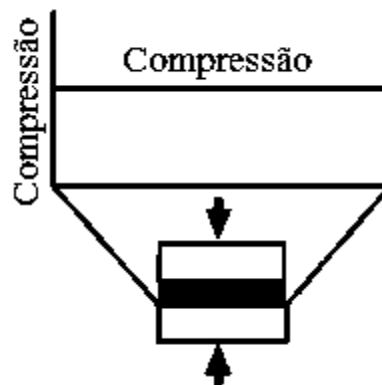


Figura 6 - Carregamento à compressão e distribuição de tensões na junta (Petrie 2000).

2.1.2.1.3 Corte

O corte puro ocorre quando as forças aplicadas atuam na direção do plano do adesivo e no sentido oposto da ligação, criando assim efeito de deslizamento paralelo entre os substratos (Figura 7). Este é o carregamento ideal a aplicar às juntas adesivas. Neste tipo de carregamento, uma elevada porção do adesivo fica sob elevados esforços, melhorando assim a transmissão de forças mais elevadas (Campilho et al. 2013).

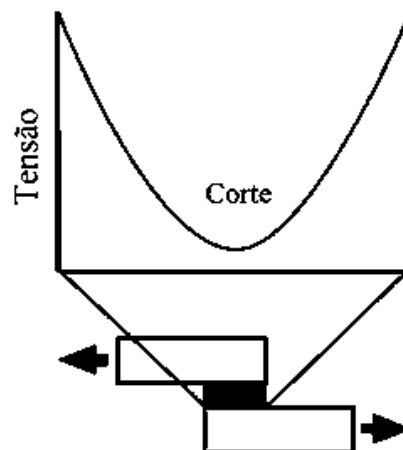


Figura 7 - Carregamento ao corte e distribuição de tensões na junta (Petrie 2000).

É quase impossível garantir corte puro numa junta adesiva devido à flexão transversal que é possível verificar quando esta é solicitada (Figura 8). Este fenómeno ocorre devido à assimetria do carregamento, favorecendo a formação de esforços de arrancamento, o que afeta bastante a integridade da junta. Também é possível verificar que a distribuição de tensões não é completamente uniforme, especialmente com o aumento da carga, sendo as descontinuidades geométricas os pontos de maior concentração de tensões e forças de arrancamento, como é possível verificar na Figura 9.

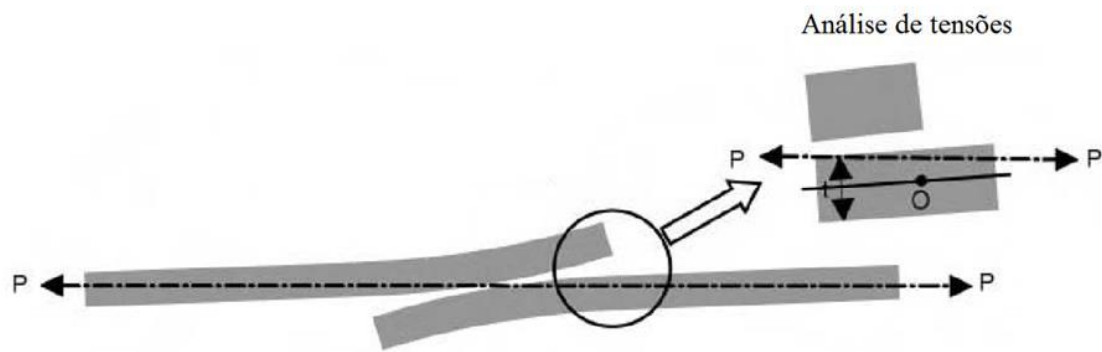


Figura 8 - Demonstração da flexão da junta (Adams 2005).

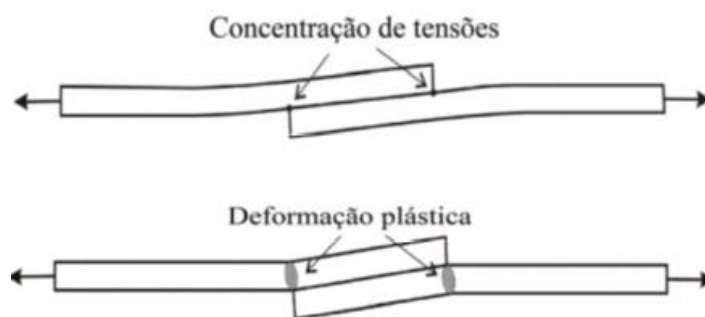


Figura 9 – Demonstração do efeito da flexão na junta (da Silva et al. 2011).

2.1.2.1.4 Clivagem

As tensões de clivagem ocorrem quando são aplicados esforços, com sentidos opostos, na extremidade da junta, forçando a separação dos provetes (Figura 10). Como referido anteriormente, este é um carregamento crítico. A junta apresenta uma resistência bastante reduzida devido à concentração de tensões numa área pequena (da Silva et al. 2007).

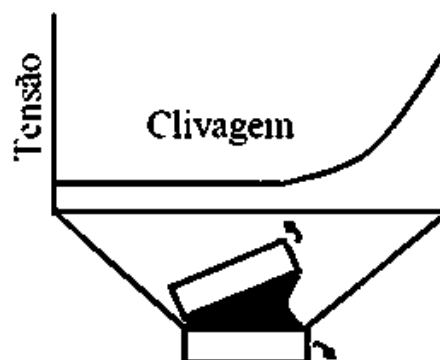


Figura 10 - Carregamento de clivagem e distribuição de tensões na junta (Petrie 2000).

2.1.2.1.5 Arrancamento

O arrancamento é muito semelhante à clivagem. A única diferença está nos substratos, sendo pelo menos um flexível, o que resulta num maior ângulo de separação entre os substratos (Figura 11). Tal como a clivagem, este é um carregamento crítico.

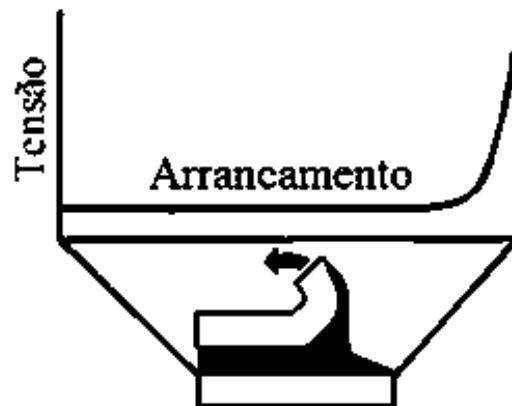


Figura 11 – Carregamento de arrancamento e distribuição de tensões na junta (Petrie 2000).

2.1.2.2 Modos de rotura

A rotura de uma junta ocorre quando o seu limite de resistência é ultrapassado, e esta pode ocorrer de várias maneiras, destacando-se as representadas na Figura 12.

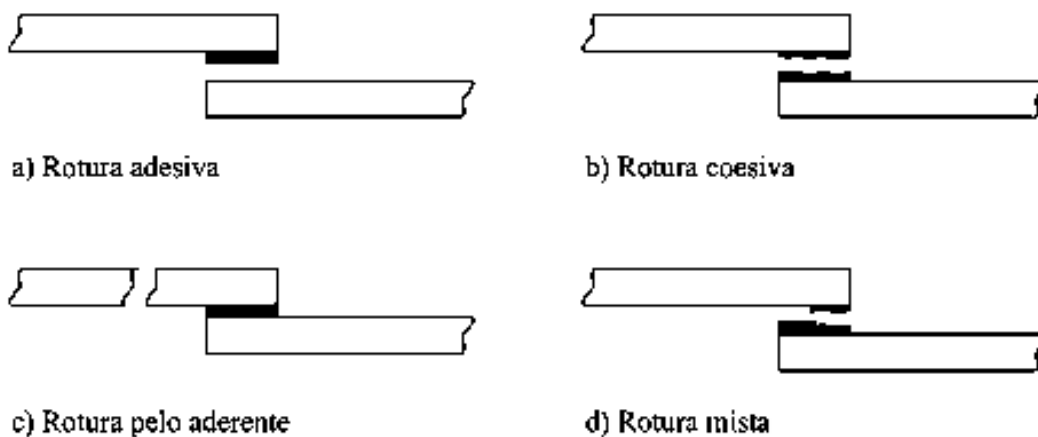


Figura 12 – Modos de rotura de uma junta adesiva (da Silva et al. 2007).

A rotura adesiva ocorre quando a quebra da junta se localiza na interface. Neste tipo de rotura, verifica-se que o adesivo se encontra colado apenas num substrato, tendo descolado completamente do outro. Isto pode acontecer devido a uma má preparação superficial ou a um processo de cura incorreto.

A rotura coesiva dá-se quando a quebra da junta se localiza no interior do adesivo. Neste tipo de rotura, verifica-se que o adesivo ficou quase igualmente distribuído por

ambos os substratos. Este tipo de rotura, ao contrário da rotura adesiva, acontece quando existe uma boa preparação das superfícies e uma molhagem suficientemente boa.

A rotura pelo aderente acontece quando o substrato cede antes do adesivo ou da adesão deste ao substrato. Esta rotura verifica-se maioritariamente devido à fraca resistência do material do substrato ao esforço aplicado, à existência de algum defeito na construção do substrato, colocando em causa a sua integridade estrutural, ou até mesmo a uma geometria errada do substrato, promovendo a concentração de tensões em zonas deste.

A rotura mista consiste na alternância de zonas de rotura adesiva e rotura coesiva (Figura 13). É uma rotura bastante usual e as suas causas são as mesmas, embora não tão acentuadas, da rotura adesiva.

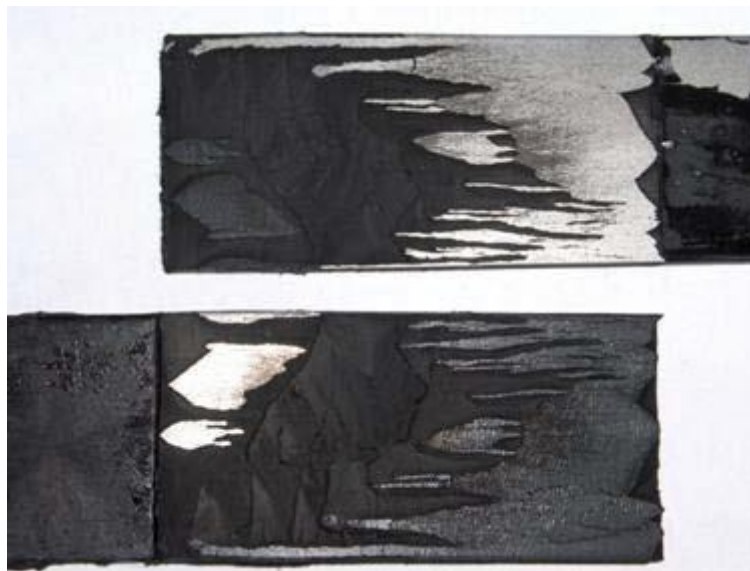


Figura 13 – Aspeto de rotura mista de uma junta adesiva.

2.1.3 Possíveis configurações de juntas

Existem vários tipos de junta, cada uma com propriedades, substratos e geometrias diferentes (Figura 14). A escolha do tipo de junta é muito importante para definir a sua resistência, segurança e durabilidade (Troughton 2008). A distribuição das tensões ao longo da junta é influenciada pela geometria desta, pelas propriedades mecânicas do adesivo e do substrato (Owens 1999).

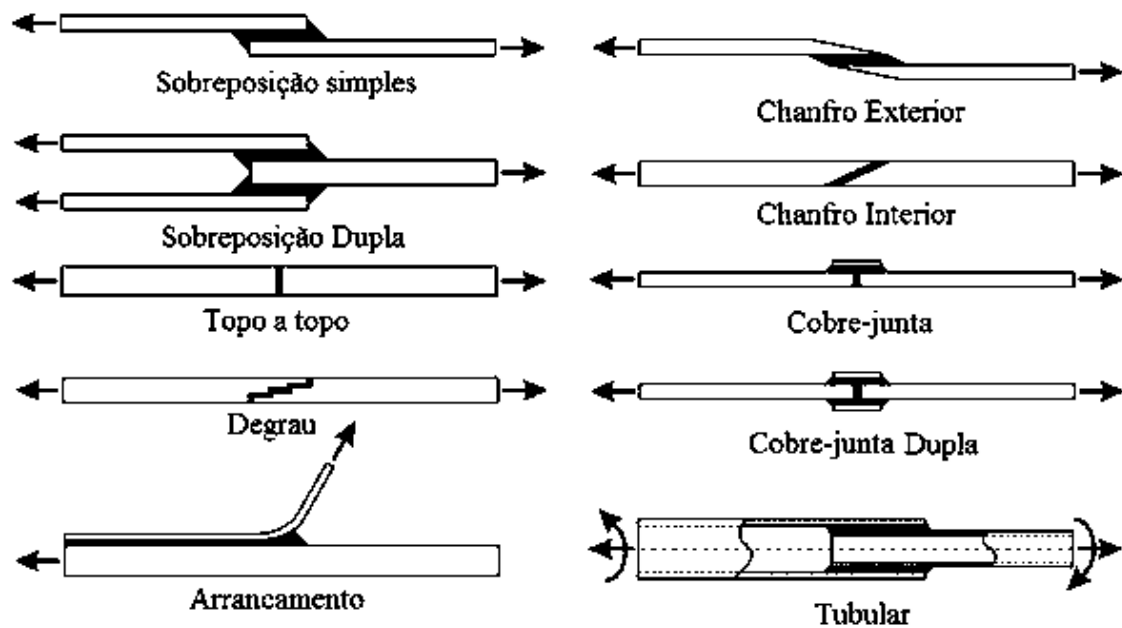


Figura 14 – Possíveis configurações de junta (da Silva et al. 2007).

2.1.3.1 Junta de sobreposição simples

É o tipo de junta mais comum e utilizado na indústria devido à sua facilidade de fabrico e boa resistência quando solicitado ao corte. Esta junta necessita de atenção na aplicação da carga, de forma a que esta esteja centrada para evitar, como já foi visto anteriormente, o efeito de flexão.

2.1.3.2 Junta de sobreposição dupla

Esta junta foi projetada com o principal objetivo de corrigir o efeito de flexão existente na junta de sobreposição simples. Nesta junta, a área de adesivo é duplicada por se utilizarem três aderentes, aumentando assim a resistência da junta (Campilho et al. 2011). Esta junta traz complicações face à junta que visa melhorar, como por exemplo o acrescido tempo de fabrico, maior volume e, como a sua geometria é fora do comum, as possíveis aplicações são menores.

2.1.3.3 Junta de chanfro exterior

A presença de uma descontinuidade geométrica, como referido anteriormente, está associada a concentrações de tensões de arrancamento. As extremidades das juntas de sobreposição apresentam descontinuidades abruptas mas, nesta junta, através da maquinagem de chanfros nessas extremidades, atenuam-se as descontinuidades, facilitando a distribuição de tensões e tornando-as mais uniformes (da Silva et al. 2011). Como referido, esta junta necessita de um processo de maquinagem extra, o que introduz mais custos e maior tempo de fabrico.

2.1.3.4 Junta de chanfro interior

Da mesma forma que a junta de chanfro exterior, esta junta apresenta chanfros, mas neste caso, estes são interiores. A área de união desta junta dá-se com um certo declive, sendo então denominada como junta de rampa. Estes chanfros atenuam as descontinuidades, facilitando a distribuição de tensões e tornando-a mais uniforme (da Silva et al. 2011). Tal como a junta anterior, esta junta necessita de um processo de maquinagem extra, o que introduz mais custos e maior tempo de fabrico.

2.1.3.5 Junta em degrau

Esta junta, tal como as juntas de chanfro, tenta atenuar as descontinuidades abruptas, tornando-as mais graduais, ou seja, em degraus menores. Com esta geometria verifica-se um aumento da área de união da junta, o que aumenta assim a resistência desta e permite o carregamento para além da tração. Devido à presença do degrau, é necessário um processo de maquinagem extra, o que introduz mais custos e maior tempo de fabrico.

2.1.3.6 Junta com cobre-junta

É também uma junta concebida na tentativa de “melhorar” a junta de sobreposição simples. Oferece uma maior resistência devido ao terceiro elemento presente na junta que fortalece a ligação e atenua o efeito de flexão verificado.

2.1.3.7 Junta com cobre-junta dupla

Esta junta é muito semelhante à cobre-junta, mas a sua distribuição de tensões é muito melhor. Com esta geometria, o efeito de flexão adquire menor expressão, aumentando assim ainda mais a resistência da junta face à cobre-junta simples.

2.1.3.8 Junta de topo a topo

São as juntas mais fáceis de fabricar, mas apresentam uma resistência muito reduzida devido à pequena área de colagem. Neste caso, a área de união da junta encontra-se na descontinuidade geométrica desta, tornando-a uma das juntas mais frágeis e a descartar quando o carregamento apresentar solicitações à flexão.

2.1.3.9 Junta tubular

Esta junta é utilizada quando é necessário unir tubos, hastes ou veios independentemente do formato das suas secções possibilitando assim vários formatos de junta. É necessário garantir concentricidade entre os substratos e o alinhamento dos esforços atuantes com o eixo de revolução de forma a evitar forças de arrancamento. Este efeito pode ser atenuado recorrendo a chanfros, canais ou

ressaltos. Neste tipo de construção, é sempre necessária maquinagem extra e a aplicação do adesivo é mais complicada, normalmente através de injeção através de canais.

2.1.3.10 Junta de arrancamento

É uma junta obtida por colagem de substratos finos em componentes mais espessos e sujeitos a esforços normais. Isto leva a uma distribuição de tensões mais concentrada no substrato fino, criando esforços de arrancamento.

2.2 Ensaio de caracterização à fratura

A tenacidade à fratura (G^c), ou taxa crítica de libertação de energia de um material, define a resistência à propagação da fenda. Quando a sollicitação aplicada na junta atinge a tenacidade à fratura do adesivo, inicia-se a propagação da fenda.

A propagação da fenda pode ser iniciada por diversos modos de sollicitação, sendo os mais estudados o modo I (tração) e o modo II (corte). É natural verificar-se a presença simultânea de tensões normais e de corte numa junta adesiva, originando assim o modo misto (modo III). Os três modos de sollicitação estão apresentados na Figura 15. Para cada tipo de sollicitação, existe uma tenacidade à fratura, G_I^c à tração, G_{II}^c ao corte no plano e G_{III}^c ao corte fora do plano (da Silva et al. 2007).

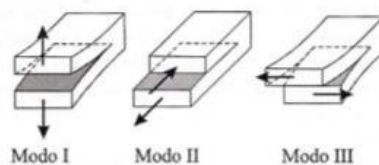


Figura 15 – Modos de carregamento de juntas adesivas (da Silva et al. 2007).

2.2.1 Fratura em modo I

Na medição de G_I^c é comum recorrer ao ensaio *Double-Cantilever Beam* (DCB) pois apresenta uma geometria simples e de fácil fabrico de provetes. Este ensaio é sollicitado e fratura em modo I. É necessário definir o comprimento de provete que não terá adesivo, denominado de pré-fenda (a_0). O restante comprimento do provete tem adesivo e este será o comprimento para a propagação da fenda, sendo esta propagação induzida e forçada através de forças exercidas nas extremidades do provete, com direções perpendiculares e sentidos opostos ao centro do provete (Figura 16). A velocidade da sollicitação encontra-se compreendida entre 0,5 e 3 mm/min. Registam-se os valores de carga (P), deslocamento (δ) e comprimento de fenda (a) (da Silva et al. 2007) para obter G_I^c utiliza-se a equação de Irwin-Kies na forma:

$$G_1^c = \frac{P^2}{2B} \frac{dC}{da}, \quad (1)$$

onde B é a largura do provete e $C = \delta/P$ é a flexibilidade.

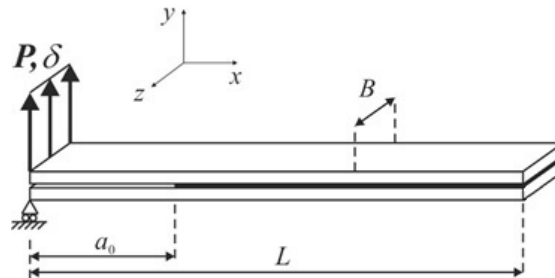


Figura 16 – Ensaio DCB (de Moura et al. 2008).

Em alternativa ao ensaio DCB, para obter o valor de G_1^c , é possível utilizar o ensaio *Tapered Double-Cantilever Beam* (TDCB) (Figura 17). Este ensaio apresenta como vantagem o facto de não ser necessária na medição prévia de valores de a . Este aspeto é considerado relevante porque esta medida está sempre sujeita a erro de leitura, sendo este parâmetro importante para obtenção do resultado final. A expressão geométrica para obtenção de G_1^c é retirada da norma ASTM D3433-99

$$G_1^c = \frac{4P^2 m}{EB^2}, \quad (2)$$

em que m é uma contante que relaciona h com a da seguinte forma

$$m = \frac{1}{h} + \frac{3a^2}{h^3}. \quad (3)$$

É extremamente importante utilizar a relação geométrica patente da equação (3), para que seja possível aferir os resultados com a exatidão pretendida.

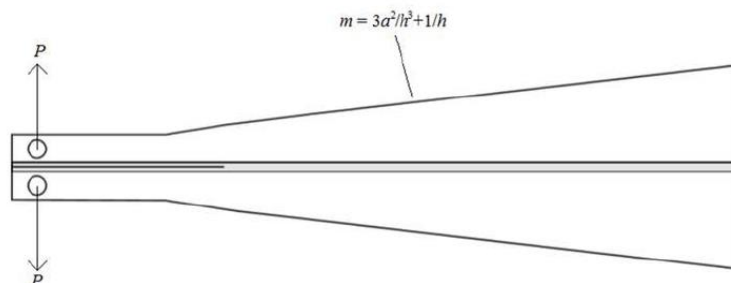


Figura 17 – Ensaio TDCB (da Silva et al. 2007).

2.2.2 Fratura em modo II

Na caracterização à fratura de adesivos em modo II, utiliza-se uma norma existente, apesar de não existir concordância (Japanese Industrial Standard K 7086 de Março de 1993). Os ensaios mais recorrentes são o *End-Notched Flexure* (ENF), *End-Loaded Split* (ELS) e *Four-Point End-Notched Flexure* (4ENF). O ensaio mais comum é o ENF (Figura 18), devido à sua facilidade de produção e de condições de ensaio.

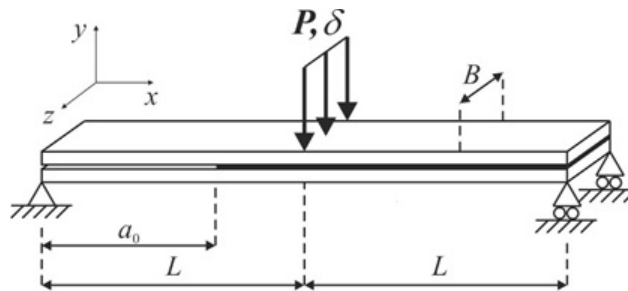


Figura 18 – Ensaio ENF (de Moura et al. 2009)

A tenacidade à fratura de modo II (G_{II}^C) para o ensaio ENF, obtida através da equação de Irwin-Kies (1), é dada pela relação matemática:

$$G_{II}^C = \frac{9P^2 a^2}{16EB^2 h^3}. \quad (4)$$

Este método de redução tem como desvantagem a necessidade de medição de a ao longo da sua propagação. A perceção de a é mais complicada neste modo, devido à presença da solicitação de corte, que faz com que a fenda propague em deslizamento lateral e sem abertura. Existe também uma zona de processo de fratura (ZPF) representada na Figura 19, uma área de material danificado por processos inelásticos, à frente da fenda, dificultando a exatidão na medição de a .

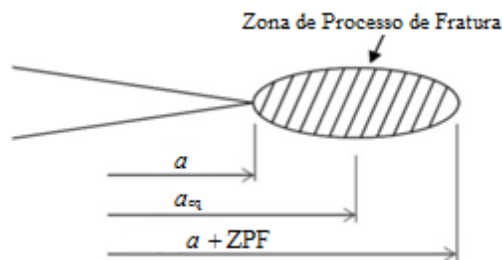


Figura 19 - Ilustração da zona ZPF e conceito de fenda equivalente (a_{eq}) (de Moura et al. 2008).

De forma a evitar este problema, foi desenvolvido um método de análise (CBBM) que é baseado em a_{eq} . Através deste método de análise, é obtida a equação relativa à tenacidade à fratura em modo II (G_{II}^C) para o ensaio ENF

$$G_{II}^c = \frac{9P^2}{16E_f B^2 h^3} \left[\frac{C_{corr}}{C_{0corr}} a_0^3 + \frac{2}{3} \left(\frac{C_{corr}}{C_{0corr}} - 1 \right) L^3 \right]^{\frac{2}{3}}, \quad (5)$$

em que E_f é o módulo corrigido à flexão, C_{corr} a flexibilidade corrigida, C_{0corr} a flexibilidade corrigida inicial e L metade do comprimento do provete entre apoios.

2.2.3 Fratura em modo misto

Praticamente em todas as aplicações de juntas adesivas, verifica-se a existência, em simultâneo, de mais do que um modo de carregamento. Por causa deste fator, cria-se a necessidade de averiguar o comportamento da junta quando submetida a modo misto. Um dos ensaios mais utilizados é o ensaio *Mixed-Mode Flexure* (MMF) como se pode verificar na Figura 20. Este ensaio cria carregamento no modo I e no modo II ao longo da propagação da fenda (Szekrényes et al. 2004). É um ensaio muito parecido ao ENF, apesar de o substrato inferior estar apenas apoiado numa extremidade, estando o outro apoiado na extremidade inferior do substrato superior que, por sua vez, é mais comprido do que o substrato inferior. Também pode ser chamado ensaio *Single-Leg Bending* (SLB).

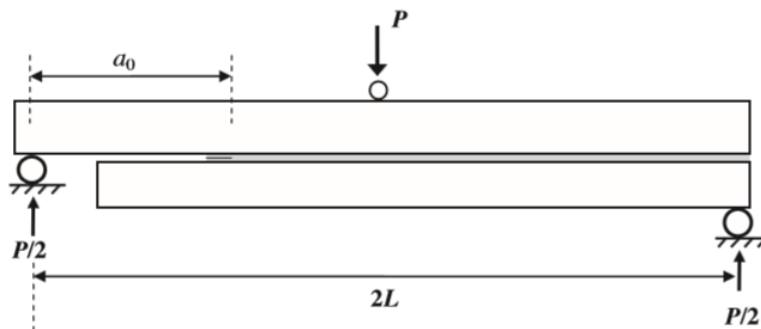


Figura 20 – Ensaio MMF ou SLB (da Silva et al. 2007).

Em alternativa a este ensaio, recorre-se ao ensaio *Asymmetric DCB* (ADCB), representado esquematicamente na Figura 21 (Mollon et al. 2010). Como é possível verificar pelo seu nome, este ensaio é muito semelhante ao DCB, sendo as diferenças a espessura entre os substratos e a sua rigidez.

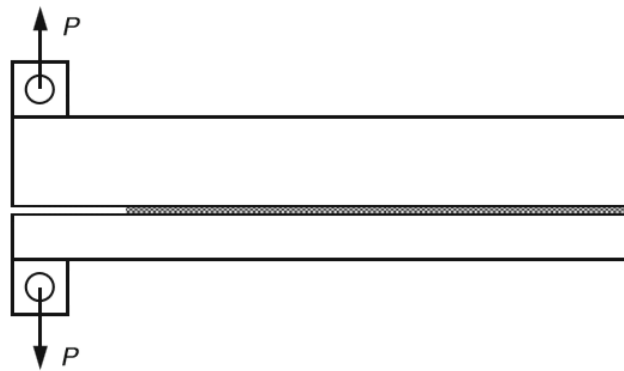


Figura 21 – Ensaio ADCB (da Silva et al. 2007).

Ainda é possível recorrer aos ensaios *Crack Lap Shear* (CLS) (Figura 22) e *Fixed Rate Mixed Mode* (FRMM) (Figura 23).



Figura 22 – Ensaio CLS (da Silva et al. 2012).

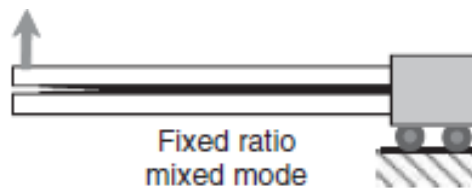


Figura 23 – Ensaio FRMM (da Silva et al. 2012).

2.3 Previsão da resistência das juntas

O processo evolutivo das juntas adesivas está intimamente relacionado com o desenvolvimento de metodologias de previsão fiáveis que permitam aumentar a eficiência na sua utilização. Assim torna-se possível ultrapassar o paradigma das juntas adesivas sobredimensionadas que resultavam em estruturas mais dispendiosas e mais pesadas. Tudo isto relacionado com a falta de modelos materiais precisos e de critérios de rotura adequados que se faziam notar há algumas décadas. As duas metodologias que podem ser aplicadas para a análise de juntas adesivas são as análises de forma fechada (métodos analíticos) e os métodos numéricos.

Os estudos que permitiram um avanço no estudo das juntas adesivas remontam à década de 30 com o modelo analítico de Volkersen (1938), que parte do princípio que os materiais são inteiramente elásticos e que a deformação do adesivo apenas ocorre em corte. Em contrapartida, a formulação analítica torna-se mais complexa na eventualidade de o adesivo se deformar plasticamente, da utilização de substratos de compósito ou de materiais diferentes. O MEF (Adams e Peppiatt 1974) é então a

técnica mais comumente utilizada para a análise de juntas adesivas, tendo sido inicialmente aplicada por Harris e Adams (1984), que introduziram fatores como a rotação da junta, a plasticidade dos aderentes, a plasticidade do adesivo e a influência dos filetes. Recorreu-se então à mecânica dos meios contínuos para a previsão da resistência das juntas adesivas, que requer a distribuição de tensões e um critério de rotura apropriado.

O MEF também pode ser combinado com técnicas da mecânica de fratura para a previsão da resistência, quer pelo fator de intensidade das tensões quer por abordagens energéticas como a Técnica do Fecho da Fenda Virtual (TFFV). Porém, estas técnicas de modelação dificultam o processo de avaliação do crescimento da fenda devido à necessidade de voltar a criar a malha na eventualidade da propagação da fenda, o que tem repercussão ao nível do esforço computacional (Curiel Sosa e Karapurath 2012). Ao longo das últimas décadas, a modelação numérica foi alvo de grandes avanços, sendo um deles a modelação de dano por MDC. Esta técnica acopla a modelação convencional por MEF para as regiões em que não é previsto dano com a mecânica de fratura, através da utilização de elementos coesivos para promover a propagação de fendas.

Mais recentemente, começou-se a usar outra técnica para modelar o crescimento de fendas, o Método de Elementos Finitos eXtendido (MEFX), que utiliza funções de forma enriquecidas para representar um campo de deslocamento descontínuo.

2.3.1 Mecânica dos meios contínuos

A mecânica dos meios contínuos consiste numa técnica que utiliza modelos analíticos ou numéricos como o MEF para obtenção dos valores máximos de tensão, deformação ou energia de deformação. A previsão é efetuada através da utilização de critérios como a tensão ou deformação máxima, tensão ou deformação pontual a uma dada distância, tensão ou deformação média sobre uma dada região ou análise de estado limite. Para o efeito, são comparados os valores obtidos pelos modelos com os valores admissíveis dos materiais, o que permite estimar a resistência das ligações adesivas. Na previsão da resistência de juntas adesivas de sobreposição através de métodos analíticos, uma solução simples é usar o modelo de Volkersen (1938), que considera que o adesivo deforma apenas ao corte. Assim, pode-se considerar a tensão máxima de corte como um critério de rotura. Adams et al. (1997) usaram o critério da tensão principal máxima obtida pelo MEF para prever a resistência de juntas adesivas, com bons resultados. Para os mesmos autores, um aspeto importante na análise das tensões e deformações por métodos numéricos é a dimensão da malha, devido à existência de singularidade das tensões nas extremidades de L_0 . Os critérios de dano baseados na mecânica dos meios contínuos aplicados em modelos analíticos são considerados bastante intuitivos e conseguem em alguns casos reproduzir resultados satisfatórios (Panigrahi e Pradhan 2007). No entanto, estes podem ser bastante

complexos sem que as suas previsões sejam realistas. Estes critérios não levam em conta as concentrações de tensões existentes em entalhes e ranhuras, assim como a presença de defeitos no adesivo. De acordo com Harris e Adams (1984), em situações onde se utilizam adesivos dúcteis, os critérios existentes baseados em tensões não são adequados pois, após o adesivo ceder, ainda suporta deformações elevadas antes da rotura.

2.3.2 Mecânica da fratura

A mecânica dos meios contínuos estabelece que a estrutura e o seu material são contínuos, o que não se adequa no caso de existirem defeitos no material, para materiais que tenham cantos reentrantes ou outras singularidades de tensão. Por outro lado, a mecânica da fratura assume que a estrutura não é necessariamente um meio contínuo, podendo apresentar defeitos (fendas) causados por processos de fabrico ou por qualquer acidente durante o seu funcionamento. Teoricamente, existe uma singularidade sempre que o ângulo das faces adjacentes é inferior a 180° . Este efeito é extensível para a singularidade de tensões na interface entre dois materiais ligados. Neste caso, a descontinuidade de tensões continua a existir, embora deixem de existir superfícies livres. A mecânica da fratura permite avaliar se estes defeitos são suscetíveis de causar uma rotura catastrófica, ou se, durante o período de vida da estrutura, estes se mantêm com dimensões inferiores às críticas, embora se possam propagar de forma a manter a segurança da estrutura. A fratura pela propagação de fissuras pode ser despoletada por diferentes fatores, como a aplicação de cargas lentas, de impacto, por fadiga, devido a gradientes de temperatura ou ainda por deformações dependentes do tempo (da Silva et al. 2007). Os princípios básicos da mecânica da fratura devem-se ao estudo pioneiro de Griffith (1921) através do estudo de fraturas em fibras de vidro, que lhe permitiu concluir que todos os corpos apresentam defeitos, e que a fratura ocorre a partir do mais crítico.

No ramo da indústria aeronáutica foi introduzido o conceito de projeto com tolerância ao dano, que se baseava em conceitos da mecânica da fratura linear elástica. No caso de materiais dúcteis, uma determinada quantidade de material plastifica antes da iniciação da fenda, e a fenda propaga-se de forma estável, antes da rotura final (Williams 1959). Como a teoria da mecânica da fratura linear elástica não é apropriada para este tipo de materiais, então foi criada a solução de HRR (Hutchinson-Rice-Rosengreen) por Hutchinson (1968) e por Rice (1968) para modelar roturas dúcteis.

A maioria dos estudos em juntas adesivas utilizam a taxa de libertação de energia, G_I ou G_{II} , e o respetivo valor crítico ou resistência à fratura, G^c (Fernlund e Spelt 1991), em vez de fatores de intensidade de tensão, porque estes não são facilmente determináveis quando a fenda cresce numa interface ou na sua proximidade. A fratura de juntas adesivas tem lugar em modo misto devido às propriedades distintas dos adesivos em tração e corte e também pelo efeito dos substratos, pelo que se torna

necessário introduzir o conceito de envelope da fratura. Este fornece uma função para a rotura que envolve as componentes de tenacidade de tração e corte quando as duas estão presentes na sollicitação.

2.3.3 Modelos de dano coesivo

O conceito de MDC teve início com os estudos de Barenblatt (1959) e Dugdale (1960), que descreveram o dano na zona de processo da fratura na frente da fenda sob o efeito de cargas estáticas, dando assim início a métodos mais refinados para caracterizar o dano em estruturas. Os MDC passaram a permitir analisar o início de uma fenda e a propagação desta no interior ou na interface de materiais, ou ainda em delaminação de compósitos. A implementação dos MDC pode ser feita em elementos de mola ou, mais convencionalmente, em elementos coesivos (Duan et al. 2004).

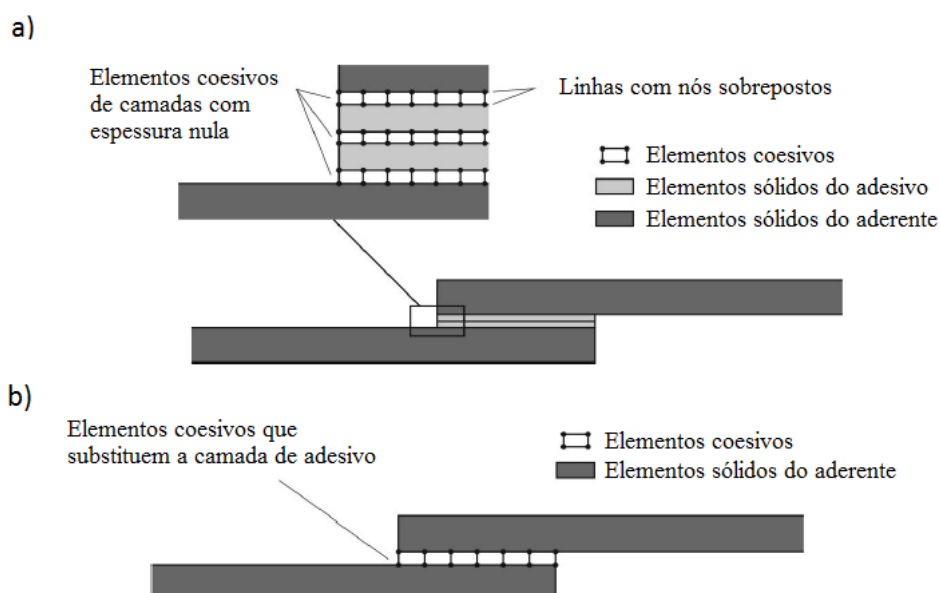


Figura 24 – Elementos coesivos para simular caminhos de rotura de espessura zero: aproximação local (a) e modelação de uma camada fina de adesivo: aproximação contínua (b) (adaptado de (da Silva e Campilho 2012)).

Os elementos coesivos podem ser incorporados em programas de análise por MEF e assim modelar o comportamento de materiais sujeitos à fratura (Ji et al. 2010). O princípio fundamental dos MDC diz que é possível introduzir artificialmente zonas de propagação de dano em estruturas, e assim avaliar o crescimento do dano pela introdução de uma descontinuidade no campo dos deslocamentos. A técnica consiste em estabelecer leis coesivas (tração-separação) para modelar interfaces ou regiões finitas. As leis coesivas são aplicadas entre os nós homólogos dos elementos coesivos (Figura 24), e podem ligar nós sobrepostos de elementos que representam diferentes materiais ou camadas diferentes em compósitos – aproximação local (Turon et al. 2007), ou podem ser aplicados diretamente entre dois materiais para simular uma

camada fina de material, por exemplo para simular uma ligação adesiva – aproximação contínua (Kafkalidis e Thouless 2002).

Os MDC proporcionam uma propagação macroscópica dos danos existentes ao longo de um percurso, desvalorizando os fenómenos microscópicos presentes no início da fenda, através da implementação de leis de tensão-deslocamento relativo entre os nós emparelhados ao longo do caminho da fenda. Estes modelos são usados para simular a evolução elástica da tensão e conseqüentemente amaciamento até à rotura completa, permitindo desta forma simular a deterioração gradual das propriedades dos materiais. As leis de tração-separação são normalmente construídas por relações lineares em cada uma das etapas de carregamento, embora possam ser definidas de uma forma distinta, de maneira a possibilitar uma representação mais fiel do comportamento dos materiais (Yang e Thouless 2001). Este modelo está implementado em *software*, como é o caso do Abaqus®, em duas dimensões (2D) e três dimensões (3D), para uma análise estática. O modelo 3D, relativamente ao 2D, apresenta uma componente adicional de corte (Banea et al. 2012).

2.3.3.1 Tipos de leis coesivas

Ao longo dos anos, foram estudados vários MDC, como o modelo linear parabólico (Allix e Corigliano 1996), triangular (Alfano e Crisfield 2001), exponencial (Chandra et al. 2002), polinomial (Chen 2002) e trapezoidal (Kafkalidis e Thouless 2002). Com base no comportamento do material ou na interface em simulação, podem ser consideradas diferentes formas de leis coesivas de forma a obter resultados mais precisos (Pinto et al. 2009).

A lei triangular é a mais usada devido à sua simplicidade, pelo reduzido número de parâmetros a serem determinados e ainda pelos resultados precisos para a maioria das condições reais (Liljedahl et al. 2006). Trata-se de um modelo coesivo baseado em MEF de interface (de Moura et al. 2000) de seis nós e espessura nula, compatíveis com os elementos sólidos bidimensionais de oito nós do Abaqus®. Neste tipo de modelo de dano são apresentadas duas versões distintas: modo puro e modo misto (Figura 54).

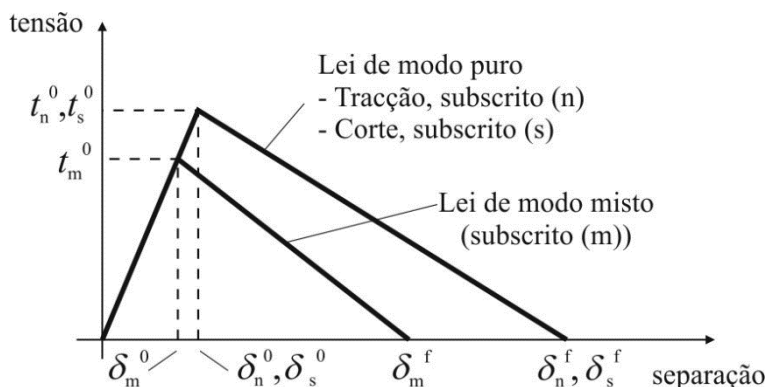


Figura 25 – Modelo coesivo triangular (Campilho et al. 2007).

O modo puro (lei de maiores dimensões) caracteriza-se pela propagação do dano ocorrer num conjunto específico de nós homólogos quando os valores das tensões no modo respetivo são anulados na lei coesiva correspondente. O modo misto é a lei de menores dimensões e caracteriza-se por utilizar critérios energéticos e de tensões para combinar os modos puros de tração e corte (Campilho et al. 2008).

Outro tipo de lei coesiva bastante utilizada é a lei coesiva trapezoidal, que visa a simulação do comportamento mecânico de camadas finas de adesivos dúcteis. Estas leis simulam adequadamente o comportamento de camadas finas de adesivos dúcteis em modo I (de Moura et al. 2008) e modo II (de Moura et al. 2009).

2.3.3.2 *Determinação dos parâmetros coesivos*

As análises por MDC permitem explicar o comportamento do dano em juntas adesivas. Contudo, os parâmetros coesivos devem ser calibrados com ensaios experimentais e de seguida validados, de forma a simular com maior precisão a rotura da ligação (Carlberger e Stigh 2010). Têm sido publicados vários estudos sobre a definição dos parâmetros coesivos (t_I^0 , t_{II}^0 , G_I^c e G_{II}^c). Contudo, segundo Jung Lee et al. (2010), alguns parâmetros como t_I^0 e t_{II}^0 , ainda não se encontram devidamente padronizados. Assim, surgem algumas técnicas de análise de dados, como por exemplo o método de definição individual de parâmetros, o método direto e o método indireto, que apresentam diferentes graus de complexidade e de precisão. Alguns trabalhos realizados para validar ensaios em modo misto estimaram os MDC em modo puro através de ensaios DCB, ENF e JSS, alcançando bons resultados (Kafkalidis e Thouless 2002, Zhu et al. 2009).

O método de definição individual dos parâmetros consiste na definição isolada dos parâmetros das leis coesivas através de ensaios adequados. No entanto este método é particularmente crítico devido a desvios entre os parâmetros do adesivo em material maciço e em camada fina (Pandya e Williams 2000). Este problema surge causado pelo efeito de restrição às deformações de uma camada fina de adesivo entre dois aderentes, e também devido ao modo misto de propagação de fendas em ligações adesivas. De facto, as fendas em materiais maciços tendem a crescer de forma perpendicular à direção de tensão principal máxima (Chai 1992). Em ligações adesivas finas, como o adesivo é tipicamente mais fraco e flexível do que os aderentes, as fendas são obrigadas a propagar do sentido longitudinal da ligação. O método inverso consiste no procedimento iterativo de ajuste entre as previsões numéricas e os dados experimentais, considerando por exemplo a curva $P-\delta$, o que permite a estimativa de leis coesivas simplificadas para as condições específicas em que se está a executar o ajuste de parâmetros. Nos métodos de definição dos parâmetros e inverso é selecionada uma forma parametrizada da lei coesiva (por exemplo, bilinear ou trilinear) para obter o MDC, com base no comportamento do material a ser simulado (Campilho et al. 2009). Por outro lado, o método direto define a forma exata das leis

coesivas, na medida que este método calcula os MDC da ligação adesiva a partir da informação fornecida pelos ensaios de caracterização à fratura (Pandya e Williams 2000), pela diferenciação das curvas $G_I-\delta_I$ ou $G_{II}-\delta_{II}$ (em que δ_I é deslocamento em tração e δ_{II} é deslocamento em corte). No entanto, no que respeita aos parâmetros dos MDC, G_I^c e G_{II}^c são normalmente os principais parâmetros a determinar, em função do papel preponderante que desempenham nos resultados globais. Para avaliação de G_{Ic} e G_{IIc}^c , os métodos baseados na MFLE são geralmente mais simples de aplicar, embora só possam ser utilizados em adesivos que não apresentem uma ductilidade muito acentuada. De facto, a MFLE não é viável em adesivos com grande plastificação e, nestas condições, o integral- J surge como alternativa para definição de G_I^c e G_{II}^c . Independentemente da técnica utilizada para avaliação dos parâmetros coesivos, os ensaios tipicamente usados para a determinação de G_I^c e G_{II}^c são o ensaio DCB (tração) e ENF (corte), respectivamente.

O ensaio DCB é o mais utilizado para determinar G_I^c pois apresenta uma geometria simples e de fácil fabrico dos provetes. Existem vários métodos para obter G_I^c , como métodos baseados na teoria de vigas (corrigida ou não), métodos baseados no comprimento equivalente ou integral- J (Campilho et al. 2014). Rice (1968) tornou possível obter uma expressão para o valor de G_I^c em provetes DCB através do método de integral- J , que também permite obter a relação entre as tensões transmitidas e os deslocamentos na extremidade da fenda, ou seja, a lei coesiva (Stigh et al. 2010). O ensaio DCB é constituído por dois substratos colados entre si com uma camada fina de adesivo. Durante a fabricação do provete, é provocada uma fenda inicial numa das extremidades do mesmo. Todavia, podem ser sentidas algumas dificuldades quando se determina o valor de G_I^c . Por vezes a propagação da fenda pode ser instável e, nesses casos, a medição do comprimento de fenda durante o ensaio torna-se difícil. Em alguns ensaios DCB, a ponta da fenda pode não ser claramente visível, dependendo do adesivo utilizado (de Moura et al. 2009). A norma referente ao ensaio DCB é a norma ASTM D3433-99 (2012), onde está enunciado o método para execução de ensaio. O esquema definido para este ensaio encontra-se representado na Figura 26. Na mesma norma é indicada a forma de determinar a altura mínima do substrato (h), de forma a evitar deformação plástica dos substratos durante o ensaio, pela equação (6) em que T corresponde a 150% da carga máxima necessária para iniciar a fenda na ligação adesiva, a é o comprimento da fenda, B é a largura do substrato e s_y corresponde à tensão de cedência do material do substrato.

$$h = \sqrt{\frac{6Ta}{B\sigma_y}}, \quad (6)$$

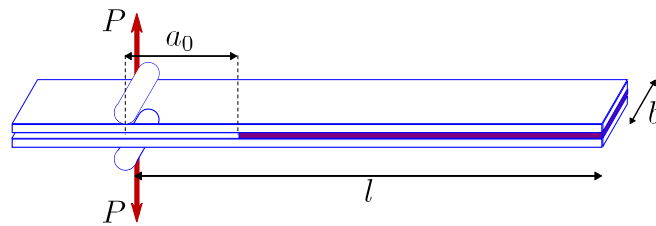


Figura 26 – Geometria do provete DCB (Gustafson e Waas 2009).

O ensaio ENF descreve-se como uma viga simplesmente apoiada nas extremidades e carregada a meio vão, com um comprimento da pré-fenda inicial (a_0) definido, onde a meio é aplicada uma carga P (Figura 27). A solicitação aplicada origina a propagação da fenda sem haver a separação dos aderentes. Para que a propagação da fenda seja estável, é necessário que o a_0 seja pelo menos igual a 70% do comprimento total do provete ($2L$) (Yoshihara 2004). Como os métodos utilizados para determinação dos parâmetros coesivos tipicamente requerem a medição de a durante a propagação, podem-se observar dificuldades na estimativa de G_I^c por esta medição (Blackman et al. 2006).

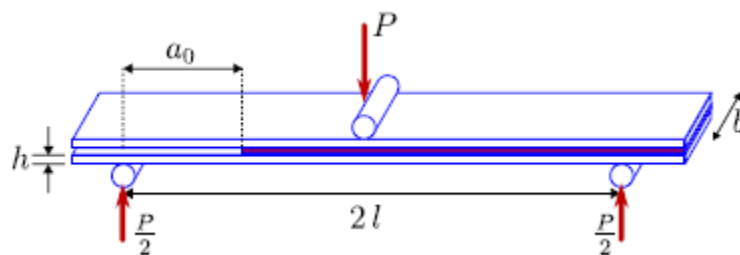


Figura 27 – Geometria do provete ENF (Gustafson e Waas 2009).

2.3.3.2.1 Método de definição individual dos parâmetros

Este método começa pela escolha da forma da lei coesiva a utilizar para o material (neste caso adesivo), em função do seu comportamento conhecido (Campilho et al. 2009). De seguida, calcula-se separadamente cada um dos parâmetros das leis coesivas através de ensaios apropriados. Segundo este método, pelo menos um dos parâmetros das leis coesivas é obtido por consideração das propriedades do adesivo como material maciço. Assim, esta técnica pode por exemplo envolver a utilização de propriedades de adesivo maciço como aproximação para os valores de t_I^0 e t_{II}^0 . No entanto, como os parâmetros coesivos dependem de t_A e da espessura do substrato, sempre que for aplicada esta aproximação, são esperados desvios entre a previsão quantitativa dos parâmetros coesivos e o comportamento real da ligação adesiva (Leffler et al. 2007). No trabalho de Campilho et al. (2008), t_I^0 e deslocamento de tração de início de amaciamento (δ^s) foram obtidos a partir da curva tensão-

deformação (σ - ε) de provetes de adesivo maciço, tendo em consideração o trabalho de Andersson e Stigh (2004), onde se observou que t_1^0 é da mesma ordem de grandeza da resistência à tração medida em testes de adesivo maciço, e também que δ_1^s e o deslocamento de corte de início de amaciamento (δ_{11}^s) não influenciam significativamente os resultados numéricos. Por outro lado, o valor de t_{11}^0 foi estimado a partir de t_1^0 , considerando o critério de von Mises para materiais isotrópicos. Devido à baixa influência nos resultados, δ_{11}^s foi definido considerando que a lei coesiva ao corte é idêntica à lei de tração. Os valores de G_I^c e G_{II}^c foram estimados a partir de testes DCB e ENF, respetivamente. Para uma avaliação do efeito das aproximações feitas anteriormente, os autores também levaram a cabo uma análise de sensibilidade numérica, cujos resultados mostraram que os valores de δ_1^s e δ_{11}^s das leis MDC de juntas adesivas não têm influência visível no modo de rotura e resistência das juntas.

2.3.3.2.2 Método inverso

O método inverso é um processo iterativo que consiste em ajustar os dados obtidos nas simulações de MEF aos dados obtidos experimentalmente, até se obter uma boa concordância entre os dois por variação de parâmetros coesivos. Este método necessita inicialmente de uma reprodução precisa da geometria da junta adesiva e utiliza leis coesivas aproximadas, com base no comportamento típico do material a ser simulado. Ao contrário do método de definição individual dos parâmetros, o método inverso fornece uma estimativa mais precisa do comportamento do adesivo nas condições reais em que este vai ser aplicado (Pardoen et al. 2005). Para a determinação de leis coesivas de adesivos, o procedimento habitual consiste na utilização de valores de G_I^c ou G_{II}^c obtidos em ensaios de fratura (DCB ou ENF, respetivamente) como parâmetros de entrada da lei coesiva respetiva, e posterior utilização de valores aproximados de t_1^0 ou t_{11}^0 para a iniciação do processo iterativo de tentativa e erro. A estimativa destes é então realizada por algumas iterações numéricas até se alcançar uma previsão precisa dos dados experimentais. O método inverso utiliza padrões de ajuste iterativo como a curva- R (Flinn et al. 1993), o perfil de abertura de fenda (Mello e Liechti 2004) ou, mais habitualmente, a curva P - δ (Li et al. 2005).

2.3.3.2.3 Método direto

O método direto é um método que permite obter de forma exata as leis coesivas de um material ou uma junta adesiva, uma vez que estas são estimadas a partir dos dados experimentais de testes de fratura, tais como o DCB ou ENF (Pandya e Williams 2000). Estes ensaios permitem obter os valores de G_I (tração) ou G_{II} (corte) em função do deslocamento relativo na extremidade da fenda (δ para a tração ou δ_{11} para corte). As leis coesivas pelo método direto são determinadas pelas curvas G_I - δ ou pelas curvas

$G_{II}-\delta_I$, cuja diferenciação permite obter as leis coesivas em tração ou em corte, respetivamente.

No âmbito da utilização do método direto em tração pelo ensaio DCB, Stigh et al. (2010), em trabalho realizado baseando no pressuposto da existência de uma lei coesiva, concluíram que, para as camadas do adesivo, a lei coesiva é independente das partes ligadas. Assim, o integral- J pode ser calculado ao longo dum caminho arbitrário que contorna a fenda. Para o ensaio de DCB, aplicam o conceito do balanço energético e da teoria das vigas para determinar a taxa de libertação de energia em G_I , tem-se que

$$G_I = 12 \frac{(P_u a)^2}{Eh^3} + P\theta_0 \quad \text{ou} \quad G_I = P\theta_p, \quad (7)$$

em função da carga aplicada por unidade de largura (P_u), módulo de Young dos aderentes (E), rotação relativa dos aderentes na ponta da fenda (θ_0) e rotação relativa dos aderentes na linha de carga (θ_p). Campilho et al. (2013), em trabalho realizado com base na equação fundamental do integral- J definida por Rice (1968), chegaram à equação (8) para determinar o valor de G_I^c , que permite obter a expressão da lei coesiva

$$G_I = \int_0^{\delta_1^f} t_1(\delta_1) d\delta_1, \quad (8)$$

sendo δ_1 e δ_1^f a abertura da fenda atual e de rotura, respetivamente, medidas em a_0 , e t_1 a tensão normal de tração aplicada. Por diferenciação da expressão (9) obtém-se a lei coesiva à tração

$$t_1(\delta_1) = \frac{\partial G_I}{\partial \delta_1}. \quad (9)$$

Assim, o procedimento do ensaio consiste em medir a relação de P , a , δ_1 e θ_0 . Para efeitos de cálculo de G_I^c , considera-se o valor de patamar da curva $G_I-\delta_1$.

Para a fratura em modo II pelo ensaio ENF, está disponível uma formulação de cálculo de G_{II}^c pelo método do integral- J (Zhu et al. 2009). O valor do integral- J é dado por

$$G_{II} = \frac{9}{16} \frac{(P_u a)^2}{Eh^3} + \frac{3}{8} \frac{P_u \delta_1}{h}. \quad (10)$$

Pela avaliação do integral- J ao longo de um caminho exterior à zona de processo de fratura, pode-se escrever

$$G_{II} = \int_0^{\delta_{II}^f} t_{II}(\delta_{II}) d\delta_{II}, \quad (11)$$

onde δ_{II} e δ_{II}^f são, respetivamente, o deslocamento atual e de rotura ao corte na ponta da fenda. Mais uma vez, pela diferenciação da expressão anterior, obtém-se

$$t_{II}(\delta_{II}) = \frac{\partial G_{II}}{\partial \delta_{II}}. \quad (12)$$

A expressão obtida indica que é possível obter a relação entre tensão de corte (t_{II}) e δ_{II} , ou seja, a lei coesiva em corte do adesivo, por diferenciação da curva de G_{II} em função do valor medido durante o ensaio de δ_{II} . O comportamento observado em ensaio consiste numa curva crescente de $G_{II}=f(\delta_{II})$ até um patamar, que ocorre aquando do início da propagação da fenda e corresponde a $G_{II}=G_{II}^c$, e cuja diferenciação resulta diretamente na lei coesiva experimental para a camada de adesivo. Assim, o procedimento do ensaio consiste em medir a relação de P , a e δ_{II} .

2.3.4 Mecânica do dano

A mecânica do dano apresentada neste capítulo diz respeito a métodos alternativos aos MDC, que permitem a introdução de dano nos elementos pela redução dos esforços transmitidos. Os métodos utilizados na mecânica do dano estabelecem um parâmetro de dano para modificar a resposta dos materiais através da redução de resistência ou rigidez. Como exemplos desta metodologia referem-se os trabalhos de Daudeville e Ladevèze (1993) para a delaminação de compósitos ou rotura da matriz, ou de Khoramishad et al. (2010) para camadas finas de adesivo. Como resultado do parâmetro de dano estabelecido, torna-se possível a simulação gradual do dano e da fratura de uma fenda, com trajetória pré-definida ou arbitrária dentro de uma região finita (Duan et al. 2004).

As variáveis de dano podem ser classificadas em dois grupos. No primeiro grupo as variáveis modelam o dano pela redefinição das propriedades constitutivas dos materiais, embora estas não estejam diretamente relacionadas com o mecanismo de dano. No segundo grupo, as variáveis são relacionadas com a definição física de um género específico de dano, como a dimensão das porosidades ou a área relativa de micro-cavidades (Kattan e Voyiadjis 2001). Pela mecânica do dano, o crescimento do dano é definido em função da carga para simulações estáticas (Raghavan e Ghosh 2005) ou do número de ciclos para análises de fadiga (Wahab et al. 2001, Imanaka et al. 2003). Comparativamente aos MDC e, em aplicações específicas, a mecânica do dano pode ser recomendada caso o dano seja generalizado ou caso o caminho de propagação da fenda não seja conhecido já que, pelos MDC, a propagação da fenda é limitada a trajetórias pré-definidas (Shenoy et al. 2010).

Hua et al. (2008) propuseram um modelo de mecânica do dano com resultados independentes da malha para a previsão de resistência de juntas adesivas com um adesivo dúctil sujeitas a degradação ambiental. Na modelação numérica, este efeito era alcançado com a introdução de um parâmetro de dano com base no deslocamento na equação constitutiva dos materiais, dependente do grau de humidade. Este parâmetro de dano foi calibrado através de ensaios à fratura em provetes à flexão em modo misto, e permitiu reduzir os valores de tensão na junta dependendo do deslocamento plástico equivalente, o que permitiu obter resultados independentes da malha. As previsões da resistência da junta e do caminho do dano foram coerentes com os resultados experimentais.

Chen et al. (2011) usaram uma técnica da mecânica do dano em JSS, baseada na energia de deformação plástica média, para a previsão do início e propagação do dano, e também da carga de rotura. A técnica utilizada consistiu em analisar, após obter uma solução convergente num dado incremento de carga, se a condição de rotura tinha sido atingida nalgum elemento da estrutura. Perante estas condições, os valores de E e do ν do material na respetiva zona eram reduzidos quase até zero para simular a existência de rotura. A comparação dos resultados obtidos por esta técnica e os ensaios experimentais revelou resultados bastante positivos.

2.3.5 Método dos Elementos Finitos Estendido

O MEFX é uma evolução recente do MEF, que permite a análise e modelação do crescimento do dano para previsão da fratura em estruturas, baseado na resistência dos materiais para a iniciação do dano e em deformações para a avaliação da rotura, em vez dos valores de t_I^0/t_{II}^0 ou δ_I^0/δ_{II}^0 (deslocamentos de tração e corte correspondentes à força máxima ($P_{máx}$), respetivamente) utilizados no MDC, pela mesma ordem. No MEFX, comparativamente com os MDC, deixa de ser necessário que a fenda siga um caminho pré-definido, o que constitui uma vantagem significativa. Assim, a fenda passa a poder propagar livremente no interior da estrutura sem que seja necessário que a malha coincida com a geometria das descontinuidades e sem a necessidade de refazer a malha na proximidade da fenda (Mohammadi 2008). Belytschko e Black (1999), no final dos anos 90, apresentaram as características fundamentais deste método, baseadas no conceito de partição de unidade, e que pode ser implementado no MEF pela introdução de funções de enriquecimento local para os deslocamentos perto da extremidade da fenda, para permitir o crescimento e separação entre as faces da fenda (Moës et al. 1999). Devido ao crescimento da fenda, a extremidade desta muda a sua posição e orientação continuamente, dependendo das condições de carga e da geometria da estrutura, e em simultâneo são criadas funções de enriquecimento necessárias para os pontos nodais dos elementos finitos na proximidade da extremidade da fenda.

O MEFX considera inicialmente um comportamento linear elástico dos materiais, que é representado por uma matriz constitutiva elástica que relaciona tensões com as separações normais e de corte. O dano e a rotura são simulados pelo MEFX por critérios de iniciação de dano e leis de dano entre nós fantasmas e reais de elementos fraturados. Os critérios de iniciação de dano podem depender por exemplo das tensões principais máximas ou das deformações principais máximas, enquanto as leis tração-separação que simulam a degradação dos materiais até à fratura podem ser lineares ou exponenciais (Abaqus® 2013).

Campilho et al. (2011) utilizaram o MEFX para a previsão da resistência de juntas de sobreposição simples e dupla, coladas com um adesivo dúctil, onde se comparou resultados pelo MEFX com os MDC (Figura 28). Neste estudo os autores concluíram que o MEFX não é o método mais adequado para propagação do dano em modo misto na camada de adesivo, uma vez que a direção da fenda é perpendicular à tensão principal máxima, o que por sua vez se traduz na propagação do dano na direção dos substratos ao invés de ocorrer ao longo da camada de adesivo, o que não é representativo do comportamento real das juntas. Por outro lado, os MDC revelaram previsões bastantes precisas do comportamento da junta.

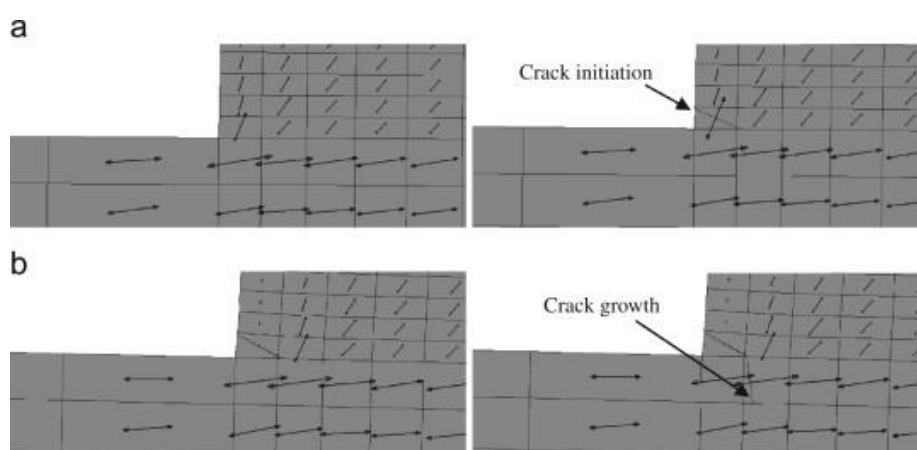


Figura 28 – Representação das tensões usando o MEFX em JSS: iniciação do dano do adesivo nas extremidades de sobreposição (a) e crescimento do dano do aderente de alumínio (b) (Campilho et al. 2011)

DESENVOLVIMENTO

3.1 Trabalho experimental

3.2 Trabalho numérico

3 DESENVOLVIMENTO

3.1 Trabalho experimental

Nesta parte do estudo, procede-se ao fabrico das juntas e ao seu ensaio, sendo posteriormente os dados tratados e as leis coesivas estimadas pelo método direto. Este procedimento experimental foi realizado anteriormente por Campilho et al. (2015).

3.1.1 Materiais utilizados

Os provetes foram preparados com os substratos de liga de alumínio AA 6082-T651 e com o adesivo SikaForce® 7752-L60.

3.1.1.1 Aderentes

Os substratos são compostos pela liga AA-6082-T651, alumínio laminado de alta resistência, fornecido em chapa e posteriormente cortado por um disco de precisão na geometria especificada (140×25×3 mm³). Esta liga de alumínio foi escolhida devido à sua vasta aplicação em fabrico de elementos estruturais, sendo estes utilizados quer em perfis extrudidos ou peças maquinadas. A sua composição química é apresentada na Tabela 1.

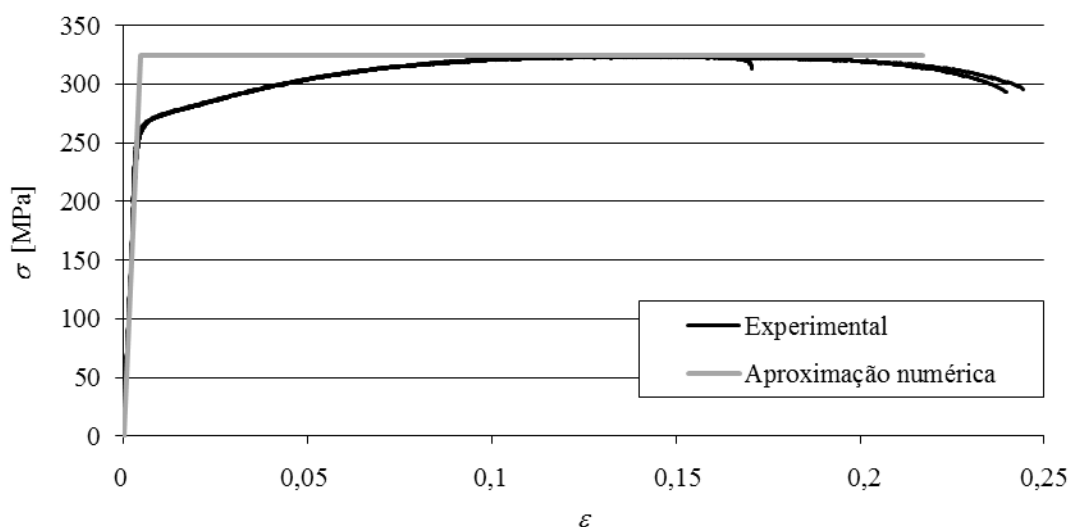
Tabela 1 - Composição química da liga de alumínio AA 6082-T651.

	Si	Mg	Mn	Fe	Cr	Zn	Ti	Cu	Al
% Mínima	0,70	0,60	0,40	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	----
% Máxima	1,30	1,20	1,00	0,50	0,25	0,20	0,10	0,05	Resto

Este alumínio é caracterizado por uma elevada resistência à tração (340 MPa como especificado pelo fabricante) obtida através de um processo de envelhecimento artificial a uma temperatura de aproximadamente 180°C. As restantes propriedades mecânicas, indicadas pelo fornecedor, estão descritas na Tabela 2.

Tabela 2 – Propriedades mecânicas da liga de alumínio AA 6082-T651 indicadas pelo fornecedor.

Espessura [mm]	Tensão de rotura mínima (σ_f) [MPa]	Tensão de cedência (σ_y) [MPa]	Alongamento mínimo (ϵ_f) [%]	Módulo de elasticidade longitudinal (E) [GPa]	Dureza Brinell [MPa]
3	300	255	9	70	91

Figura 29 - Curva σ - ϵ da liga de alumínio AA 6082-T651 (Campilho et al. 2011).

Campilho et al. (2011) caracterizaram esta liga de alumínio à tração, conforme a norma (ASTM E8M 2004), obtendo como resultado as curvas de tensão-deformação (σ - ϵ) apresentadas na Figura 29 e as propriedades descritas na Tabela 3.

Tabela 3 - Propriedades mecânicas da liga de alumínio AA 6082-T651 obtidas por ensaio experimental (Campilho et al. 2011).

Tensão de rotura (σ_f) [MPa]	Tensão de cedência (σ_y) [MPa]	Alongamento máximo (ϵ_f) [%]	Módulo de elasticidade longitudinal (E) [GPa]
324±0,16	261,67±7,65	21,70±4,24	70,07±0,83

3.1.1.2 Adesivo

O adesivo Sikaforce® 7752-L60 (Figura 30) é um adesivo estrutural dúctil, fornecido em duas partes pela empresa Sika®. É caracterizado pela sua base de poliuretano estrutural tixotrópico.

Os seus dois constituintes são uma resina polioli com cargas e um endurecedor de base isocianato, cuja relação de mistura em peso é de cinco para um, respetivamente (Faneco et al. 2017).



Figura 30 – Adesivo Sikaforce® 7752-L60.

É um adesivo que oferece uma boa resistência a altas temperaturas, possui uma baixa emissão de gases e baixo valor de perdas voláteis. Possui a grande vantagem de a cura não necessitar de aumento de temperatura, ou seja, esta pode ser realizada à temperatura ambiente (Faneco et al. 2017). As suas propriedades mecânicas estão descritas na Tabela 4 e as suas curvas de tensão-deformação (σ - ϵ) na Figura 31.

Tabela 4 - Propriedades mecânicas à tração do adesivo Sikaforce® 7752-L60 obtidas no trabalho de Campilho et al. (2011).

Tensão de rotura à tração (σ_f) [MPa]	Tensão de cedência à tração (σ_y) [MPa]	Alongamento à tração (ϵ_f) [%]	Módulo de elasticidade longitudinal (E) [MPa]	Tenacidade à tração (G_f^c) [N/mm]
11,49±0,25	3,24 ± 0,48	19,18 ± 1,40	493,81 ± 89,60	2,36±0,17

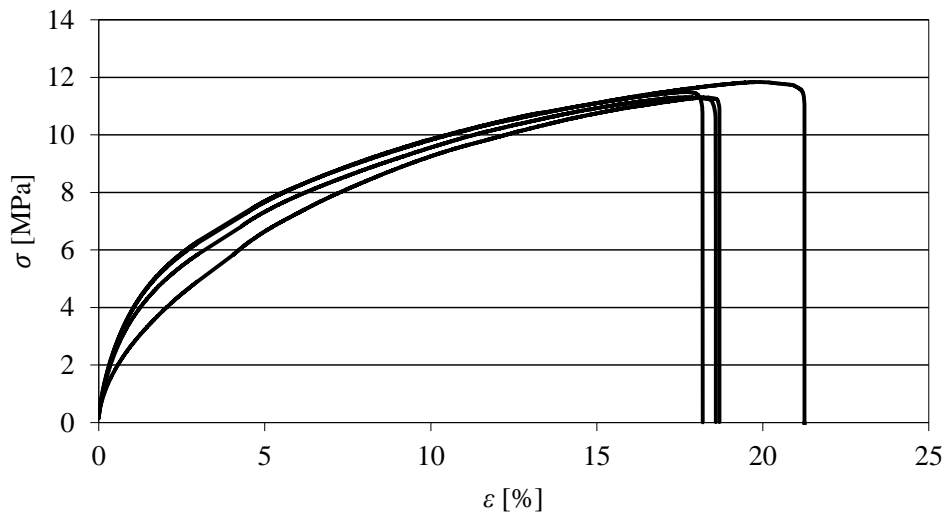


Figura 31 - Curvas σ - ϵ do adesivo SikaForce® 7752-L60 (Campilho et al. 2015).

3.1.2 Ensaios DCB

3.1.2.1 Geometria

A junta DCB é composta por duas camadas de aderente separadas por uma camada de adesivo (com espessura t_A) estando a sua geometria e as suas dimensões representadas, respetivamente, na Figura 32 e na Tabela 5. Foi realizado um estudo do efeito de t_A na tenacidade da junta.

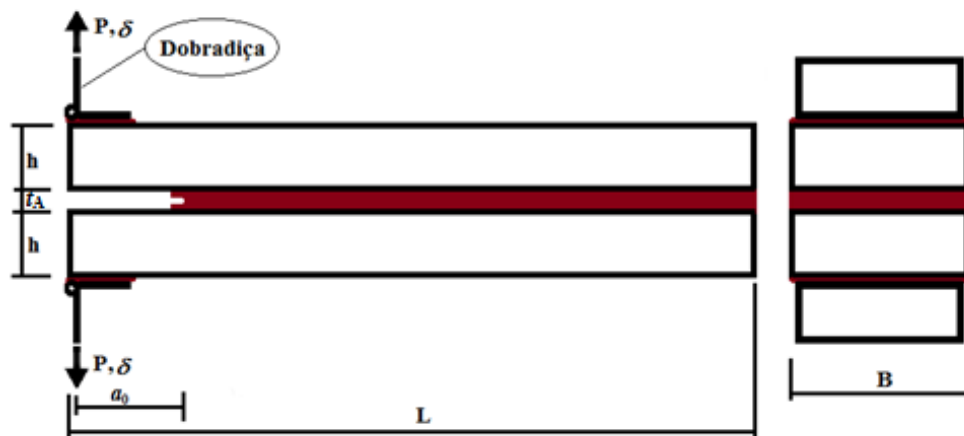


Figura 32 - Representação geométrica dos provetes DCB.

Tabela 5 – Valores geométricos teóricos da junta DCB (Campilho et al. 2015).

Comprimento do provete (L) [mm]	Largura do provete (B) [mm]	Espessura do substrato (h) [mm]	Espessura do adesivo (t_A) [mm]	Comprimento da pré-fenda (a_0) [mm]
140	25	3	0,1	±55
			0,2	
			0,5	
			1,0	
			2,0	

3.1.2.2 Fabrico

Na preparação dos substratos o objetivo principal é favorecer a ocorrência de uma boa ligação entre o adesivo e os substratos, que por sua vez irá favorecer uma rotura coesiva.

Os substratos são primeiro desengordurados com acetona para que a sua superfície fique devidamente limpa. De seguida, os substratos são submetidos a uma granalhagem, numa granalhadora CIDBLAST RT6S (Figura 33), de forma a eliminar as denominadas “camadas fracas” e a aumentar a rugosidade da superfície, o que favorece a molhagem devido ao aumento da tensão de superfície. Após a granalhagem os provetes são limpos com ar comprimido e novamente desengordurados com acetona até o papel de limpeza não apresentar resíduos ou sujidade, pelo que devem ser efetuadas as passagens necessárias para tal.



Figura 33 - Granalhadora CIDBLAST, modelo RT6S.

Na preparação do adesivo, pesaram-se os seus dois componentes numa balança digital e posteriormente estes foram depositados num recipiente próprio para elaborar a sua mistura, através de mistura manual, até esta se tornar homogénea. Este processo é elaborado respeitando a relação de peso de adesivo–endurecedor respetivamente de cinco-um.

O substrato inferior foi colocado numa mesa de superfície limpa e nivelada com a face rugosa voltada para cima, sendo posteriormente fixado por um grampo à mesa como se pode verificar na Figura 34.



Figura 34 - Substrato inferior com os espaçadores colocados.

De forma a garantir a espessura de adesivo ao longo dos provetes, recorreu-se à colocação de espaçadores calibrados no substrato inferior, nomeadamente na sua extremidade traseira e na zona da pré-fenda da junta (Figura 35). Estes espaçadores consistem numa lâmina de barbear de 0,1 mm no meio de um par de fitas de aço calibradas com os valores de espessura necessários para obter a espessura final. Estes valores estão descritos na Tabela 6 e a sua produção representada na Figura 36. A aresta cortante da lâmina ficou voltada para o adesivo de forma a criar uma pré-fenda na extremidade do adesivo.

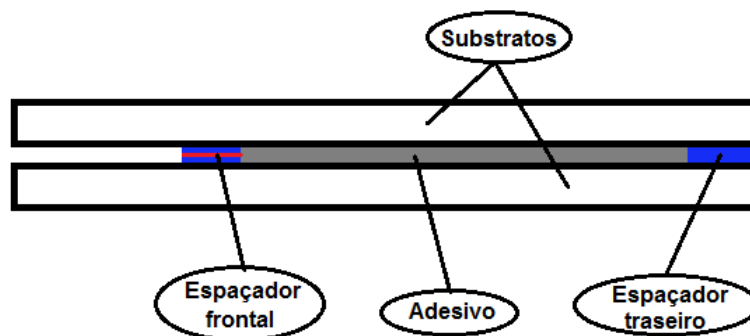


Figura 35 - Representação esquemática da localização dos espaçadores.

Tabela 6 - Valores de espessura dos componentes utilizados no fabrico dos espaçadores calibrados.

(t_A) [mm]	Espessura da lâmina [mm]	Espessura da fita de aço calibrada [mm]
0,1	0,1	–
0,2	0,1	2×0,05
0,5	0,1	2×0,20
1,0	0,1	2×0,45
2,0	0,1	2×0,95



Figura 36 - Fabrico do espaçador frontal.

Antes da aplicação dos espaçadores, foi aplicado um desmoldante para facilitar a sua remoção. Após os espaçadores estarem colocados devidamente, procedeu-se à aplicação do adesivo. A aplicação do adesivo foi realizada manualmente, com recurso a uma espátula e consistiu no espalhamento uniforme do adesivo pelo substrato de forma a evitar a formação de espaços ocultos.

Após a aplicação do adesivo, colocou-se o substrato superior com a face rugosa voltada para baixo, utilizando grampos para fixar e comprimir o conjunto da junta à mesa (Figura 37).



Figura 37 - Provetes DCB em fase de colagem, com colocação de grampos para aplicação de pressão durante a cura.

As juntas curaram à temperatura ambiente e após esta se encontrar concluída, foram retirados os espaçadores. Foi utilizado um alicate para retirar os excessos de adesivo de maior volume da junta (Figura 38) e uma lixa rotativa para realizar o acabamento das faces laterais dos provetes (Figura 39).



Figura 38 - Remoção do excesso de adesivo de um provete DCB com um alicate.



Figura 39 – Acabamento superficial utilizando uma lixa rotativa num provete DCB.

Para os ensaios das juntas DCB foram produzidos trinta provetes, seis para cada valor de t_A de adesivo. Estes provetes foram medidos com um paquímetro digital para se registarem as medidas reais de cada um. A Tabela 7 apresenta os resultados das medições efetuadas.

Para se poder realizar corretamente o ensaio à tração dos provetes, é necessário recorrer a dobradiças, que são coladas na extremidade não ligada dos dois substratos, ou seja, no lado da pré-fenda (Figura 40). Estas dobradiças permitem a tração dos substratos na direção transversal aos provetes, o que elimina a criação de momento fletor nos pontos a serem tracionados. Por fim, para melhor se identificar a propagação da fenda ao longo do ensaio, cobriu-se uma das faces laterais do provete com corretor branco, como se pode verificar na Figura 40. De seguida, colaram-se duas escalas para posteriormente efetuar a medição do comprimento de fenda.

Tabela 7 - Valores reais da geometria dos provetes (Campilho et al. 2015).

Nomenclatura	Comprimento do Provete (L) [mm]	Largura do provete (B) [mm]	Espessura do substrato (h) [mm]	Espessura do adesivo (t_A) [mm]	Comprimento da pré-fenda (a_0) [mm]
DCB01_1					57,44
DCB01_2					55,61
DCB01_3	140	27	2,9	0,1	55,10
DCB01_4					55,41
DCB01_5					53,94
DCB01_6					54,68
DCB02_1					54,57
DCB02_2					51,12
DCB02_3	140	27	2,9	0,2	53,92
DCB02_4					52,77
DCB02_5					52,02
DCB02_6					53,52
DCB05_1					56,26
DCB05_2					57,28
DCB05_3	140	27	2,9	0,5	54,04
DCB05_4					53,81
DCB05_5					55,52
DCB05_6					56,93
DCB10_1					54,26
DCB10_2					55,63
DCB10_3	140	27	2,9	1,0	57,05
DCB10_4					55,09
DCB10_5					55,11
DCB10_6					55,39
DCB20_1					55,57
DCB20_2					57,25
DCB20_3	140	27	2,9	2,0	57,71
DCB20_4					56,93
DCB20_5					56,08
DCB20_6					55,67



Figura 40 – Aplicação de corretor branco numa face lateral da junta e localização/forma de colocação das dobradiças.

3.1.2.3 Teste

O ensaio da junta DCB neste trabalho é realizado à tração (esforço em modo I).

Os trinta provetes foram testados à temperatura ambiente numa máquina de testes eletro mecânica (Shimadzu AG-X 100) com uma célula de carga de 100 kN.

Antes de colocar os provetes na máquina de testes para serem testados, estes são pré-tracionados manualmente, ou com a ajuda de uma chave de fendas, de forma a melhor definir a pré-fenda presente na extremidade do adesivo.

De forma a prevenir variações induzidas pela taxa de deformação nas medidas de G_I^c definiu-se a velocidade do teste de forma a garantir uma constante taxa de deformação para todos os valores de t_A . Cada teste foi totalmente documentado através de uma câmara digital de 18 MPixel sem zoom e a uma distância focal de aproximadamente 100 mm. Este procedimento permitiu obter os valores de δ e de θ_0 necessários para o método do integral J. A correlação entre os parâmetros mencionados com os dados de carga-deslocamento ($P-\delta$) foi realizada pelo tempo decorrido desde o início do teste.

3.1.3 Determinação de G_I^c

Giovanola e Finnie (1984) afirmaram que os métodos baseados na mecânica de fratura linear elástica (MFLE) são imprecisos para estimar G^c quando os adesivos são dúcteis, apesar de algumas expressões considerarem factores de correção que consideram a plasticidade (como por exemplo os métodos descritos nas normas ASTM D3433-99:2005 e BS 7991:2001).

Para este estudo foram utilizados 2 métodos para considerar o efeito da plasticidade: O *Compliance-Based Beam Method* (CBBM) que considera a zona de processo de fratura, e o método do integral J.

3.1.3.1 Compliance-Based Beam Method (CBBM)

Este método é relativamente simples mas robusto, baseia-se num comprimento de fenda equivalente e apenas depende da flexibilidade do provete durante o teste. A expressão obtida para o provete DCB toma a seguinte forma:

$$G_I^c = \frac{6P^2}{B^2h} \cdot \left(\frac{2a_{eq}^2}{h^2 E_f} + \frac{1}{5G_{xy}} \right) \quad (13)$$

Na expressão, a_{eq} é o comprimento da fenda equivalente estimado através da flexibilidade do provete, e tem em consideração a zona de dano, E_f é o módulo de flexão corrigido para considerar concentrações de tensão na extremidade da fenda assim como diferenças de rigidez entre os provetes, e G_{xy} é o módulo de elasticidade transversal dos aderentes no plano xy .

3.1.3.2 Método do Integral J

Esta técnica é chamada de método direto e permite obter G_I^c e a lei coesiva do adesivo através da medição simultânea do integral J e de δ como descrito por Ji et al. (2010). O integral J considera o comportamento elástico não linear dos materiais, mas é adequado para a medição de G_I^c porque se mantém válido num carregamento plástico monotónico, o que ocorre durante um ensaio DCB. No entanto, nesta formulação assume-se que os aderentes se comportam de forma elástica durante o processo de carga. Utilizando a expressão genérica de J definida por Rice (1968), é possível deduzir uma solução para G_I a partir do conceito de força energética e da teoria de vigas para a junta DCB, definida por Ji et al. (2010).

$$G_I = 12 \frac{(P_u a)^2}{E_a h^3} + P_u \theta_o \quad (14)$$

ou

$$G_I = P_u \theta_p \quad (15)$$

onde P_u representa a carga por unidade de largura aplicada nas extremidades dos aderentes, E_a é o módulo de Young dos aderentes e θ_p é a rotação relativa dos aderentes na linha de carregamento (Figura 41).

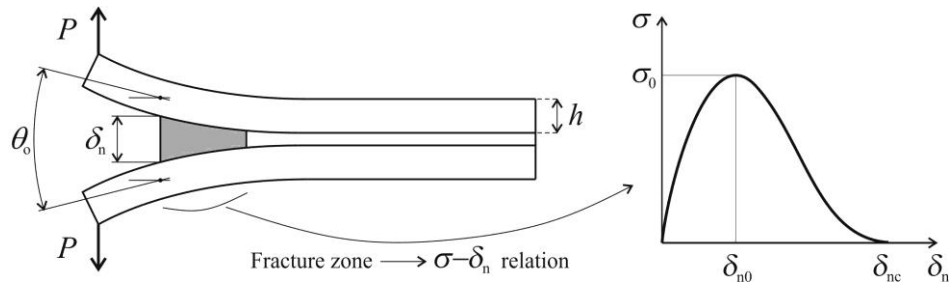


Figura 41 - Provete DCB em carga com descrição dos parâmetros de análise (Campilho et al. 2015).

Entre as duas expressões de (14) e (15), foi utilizada a primeira expressão, considerado θ_p em vez de θ_0 devido à estabilidade e precisão das medidas efetuadas e pela simplicidade do teste. Nesta equação, o primeiro termo é a solução do método MFLE (sem as correções da rotação dos aderentes na extremidade da fenda) e o segundo termo é a correção para a rotação dos aderentes na extremidade da fenda. É de realçar que esta formulação baseia-se na teoria das vigas clássica, que não contempla efeito de corte. Estes efeitos em particular podem ter uma grande influência nos resultados obtidos de G_I^c em certas condições. Contudo, como descrito por Ji et al. (2010), nas juntas DCB com aderentes de pequeno valor de h , a influência da deformação ao corte é inferior a 2% nas medições de G_I^c . Portanto, esta formulação é considerada válida. Esta metodologia também foi validada num outro trabalho (Andersson e Stigh 2004) através da estimativa de G_I^c usando o provete DCB e a respectiva lei coesiva à tração. Esta validação foi obtida através da reprodução dos ensaios experimentais em simulações MDC, o que revelou um bom acordo com os dados experimentais. Se o integral J for considerado ao longo de um percurso arbitrário a partir do início da camada adesiva, Ji et al. (2010) definiram que:

$$G_I = \int_0^{\delta_1^c} t_I(\delta_1) d\delta_1 \quad (16)$$

em que δ_1^c é a abertura da fenda na altura da rotura da lei coesiva e t_I é a tração normal atual. Quando o provete é carregado, G_I aumenta até atingir G_I^c , correspondendo assim ao início da propagação da fenda. G_I^c é portanto obtido pelo valor estabilizado de G_I no gráfico $G_I-\delta_1$. O gráfico $t_I(\delta_1)$ ou lei coesiva da camada de adesivo é obtida através de:

$$t_I(\delta_1) = \frac{dG_I}{d\delta_1} \quad (17)$$

Medição contínua de δ_1 e de θ_0 através do método de medição óptico:

Campilho et al. (2014) desenvolveram um algoritmo numérico para verificar a influência de h na medição de G_I^c . Este tem como base o processamento de imagem digital e utiliza a localização de pontos de referência através de *software* para estimar

os valores de δ_1 e de θ_0 . Este método utiliza oito pontos e, para estes serem identificados, colaram-se duas escalas em mm (Figura 42) na face com corretor (Figura 40). Os pontos p_3 e p_4 permitem medir o valor de t_A na ponta da fenda (t_A^{CT}) durante o ensaio em unidades de imagem (pixels). Os pontos p_7 e p_8 identificam a linha recta na imagem cujo comprimento (d) é medido em unidades reais (mm). Os pontos p_1 e p_5 (substrato superior) e p_2 e p_6 (substrato inferior) permitem estimar θ_0 .

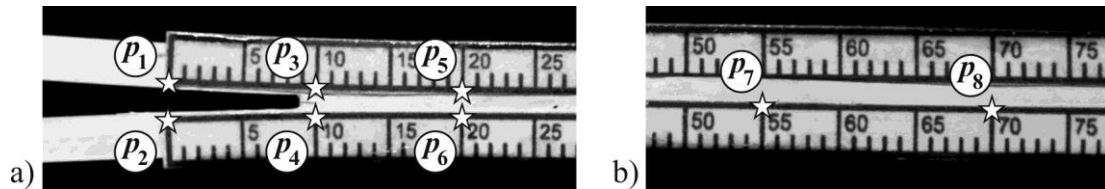


Figura 42 – Pontos retirados através do método ótico de medição de δ_1 e θ_0 (Campilho et al. 2015).

Cálculo do parâmetro θ_0 :

O valor de θ_0 é obtido através do ângulo entre as tangentes das curvas das duas régua mais próximas do adesivo, medidas na extremidade da fenda. A curvatura no aderete superior é estimada através da utilização de uma função quadrática com os pontos p_1 , p_3 e p_5 . A primeira derivada da função quadrática em p_3 resulta na inclinação da curva superior (m_{top}) na extremidade da fenda, posteriormente utilizada para definir o vector direccional $\vec{v}_{top} = (1, m_{top})$. O mesmo procedimento é repetido para os pontos p_2 , p_4 e p_6 , resultando na inclinação da tangente da curva inferior na extremidade da fenda (m_{bottom}) e o seu vector direccional $\vec{v}_{bottom} = (1, m_{bottom})$ (Figura 43). Por fim θ_0 é obtido pela medição do ângulo entre os 2 vectores:

$$\theta_0 = \cos^{-1} \left(\frac{\vec{v}_{top} \cdot \vec{v}_{bottom}}{|\vec{v}_{top}| \cdot |\vec{v}_{bottom}|} \right) \quad (18)$$

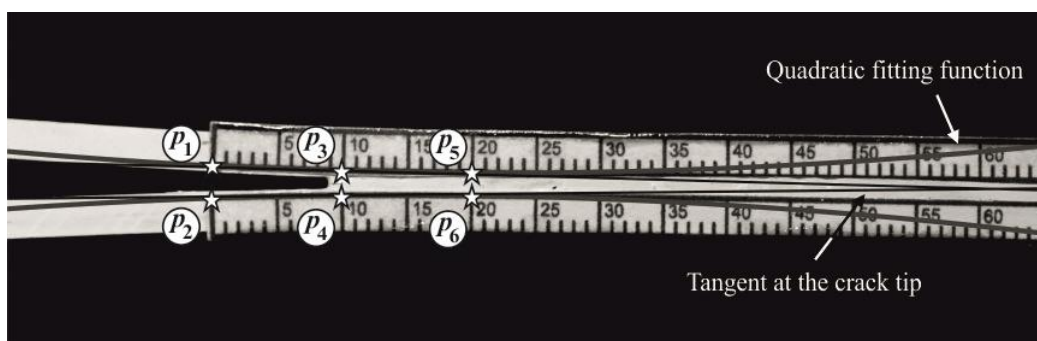


Figura 43 – Cálculo de θ_0 . Foram definidas funções quadráticas nos pontos p_1 , p_3 , p_5 e p_2 , p_4 , p_6 , representando a curvatura dos provetes superior e inferior, respetivamente, enquanto as linhas retas definem a tangente às curvas na ponta da fenda (correspondente a 10 mm nas escalas) (Campilho et al. 2015).

Cálculo do parâmetro δ :

Inicialmente o parâmetro t_A^{CT} é calculado em unidades reais (mm) através da expressão:

$$t_A^{CT} = d \left| \frac{p_3 - p_4}{p_7 - p_8} \right| \quad (19)$$

O valor de $d/|p_7 - p_8|$ permite a conversão de $|p_3 - p_4|$ em pixels para milímetros. Foi usado um comprimento de $d=15$ mm para todos os ensaios (comprimento entre p_7 e p_8 na Figura 42). O tamanho de pixel em média é de 0,021 mm, portanto o erro máximo estimado da obtenção de medida pela imagem é de $\pm 0,011$ mm. Finalmente δ pode ser definido como:

$$\delta_i = t_A^{CT} - t_A^i \quad (20)$$

onde t_A^i é o valor inicial de t_A .

3.1.4 Resultados

Todos os provetes foram submetidos ao teste conforme as medidas mencionadas anteriormente. Através de inspeção visual dos provetes após rotura, não foram encontrados indícios de plasticidade nos aderentes. As roturas foram coesivas em todos os provetes.

3.1.4.1 Cálculo do G_f por CBBM

Este método permite a construção da curva R para cada provete, que relaciona G_I com a_{eq} . A curva R apresenta, idealmente, um valor constante de G_I ao longo de toda a fase de propagação. Porém é normal existirem algumas variações/flutuações na curva obtida experimentalmente devido a diferenças na mistura do adesivo, na sua aplicação, defeitos ou fendas. A Figura 44 representa as curvas R para cada valor de t_A testado. Estas curvas demonstram a propagação da fenda com um valor constante de G_I . A fase inicial das curvas demonstra o aumento de G_I até ao início da propagação da fenda e permite visualizar o valor de a_{eq} antes do dano, que é um pouco superior a a_0 porque a_{eq} contempla a zona de dano, como se pode observar na Figura 19 (Campilho et al. 2013).

Como exemplo, para o provete representado com $t_A=0,2$ mm, enquanto $a_0=48,6$ mm, o valor de a_{eq} é de 54,7 mm (valor calculado diretamente da curva $P-\delta$ através do primeiro decréscimo de P verificado nesta curva). A Figura 45 apresenta a evolução dos valores médios de G_I^c (N/mm) com t_A e respectivo desvio padrão.

Houve um aumento evidente de G_I^c com t_A (desde 0,1 até 2,0 mm), com um maior aumento aparente nos valores mais baixos de t_A . Foi obtido o $G_I^c=1,858\pm 0,264$ N/mm para $t_A=0,1$ mm. A partir deste ponto, os aumentos foram de 13,2% para $t_A=0,2$ mm, 50,4% para $t_A=0,5$ mm, 102,9% para $t_A=1,0$ mm e 179,9% para $t_A=2,0$ mm. Esta tendência é responsável pelo aumento de capacidade de carga das juntas com o aumento de t_A , tal como discutido no estudo realizado por Ji et al. (2010).

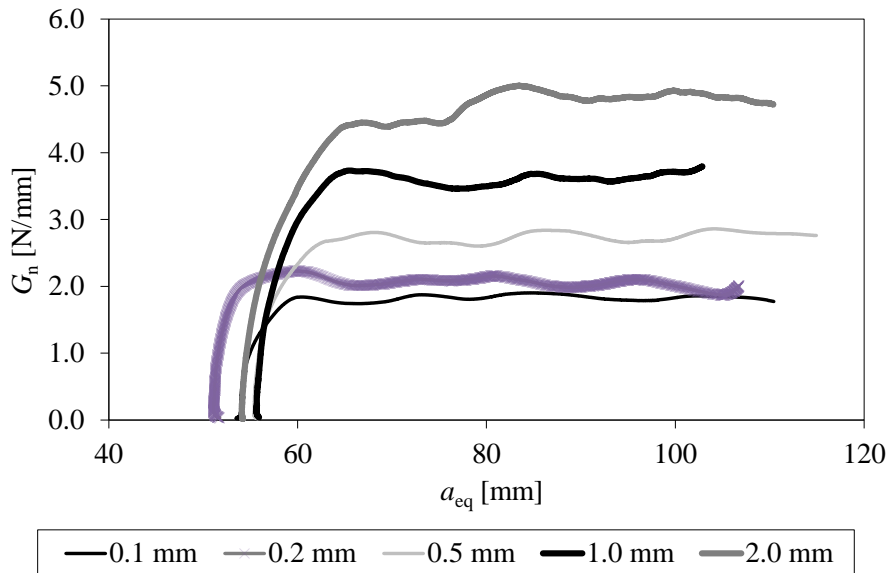


Figura 44 – Comparação da representação das curvas R para cada um dos valores de t_A (Campilho et al. 2015).

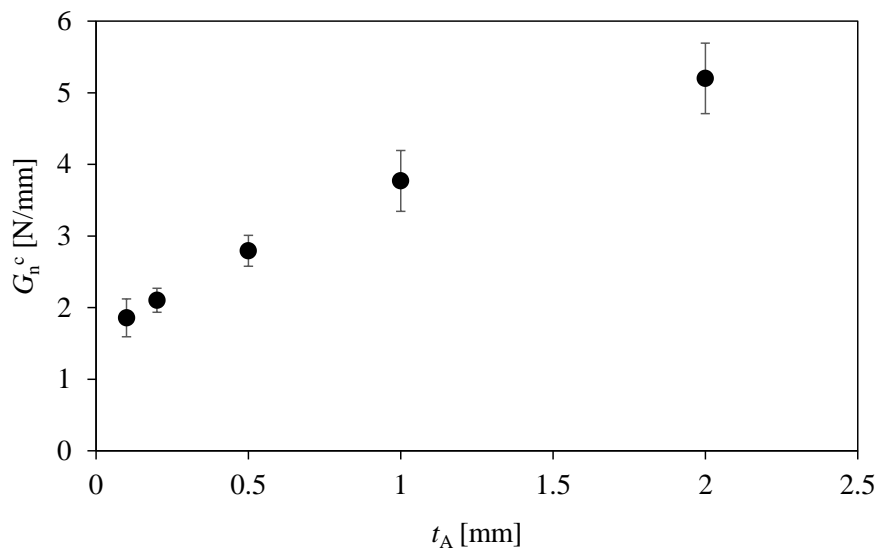


Figura 45 – Valores médios e desvio padrão de G_I^c em função de t_A pelo CBBM (Campilho et al. 2015).

3.1.4.2 Cálculo do G_I^c e lei coesiva pelo integral J

Seguindo o método descrito no capítulo 3.1.3, G_I^c foi calculado pela equação (14), que considera θ_0 em vez de θ_p para obter G_I . O processo para obter θ_0 já foi explicado e

permite a criação da curva θ_0 -tempo de teste com um registo de dados a cada 5 segundos. A Figura 46 demonstra a curva θ_0 -tempo de teste de um provete com $t_A=0,2$ mm com ênfase na curva original, na aproximação polinomial de sexto grau e na lei ajustada, considerando $\theta_0=0$ para tempo de teste=0. O ajuste remove o efeito do ruído da curva e corrige o desalinhamento entre as escalas de medição. Ao longo da análise dos dados, foram consideradas funções polinomiais de diferente grau para obter o melhor fator de correlação R possível. Os dados δ_I -tempo de teste também foram compilados de forma a construir a curva G_I - δ_I e a lei coesiva seguindo a equação (17).

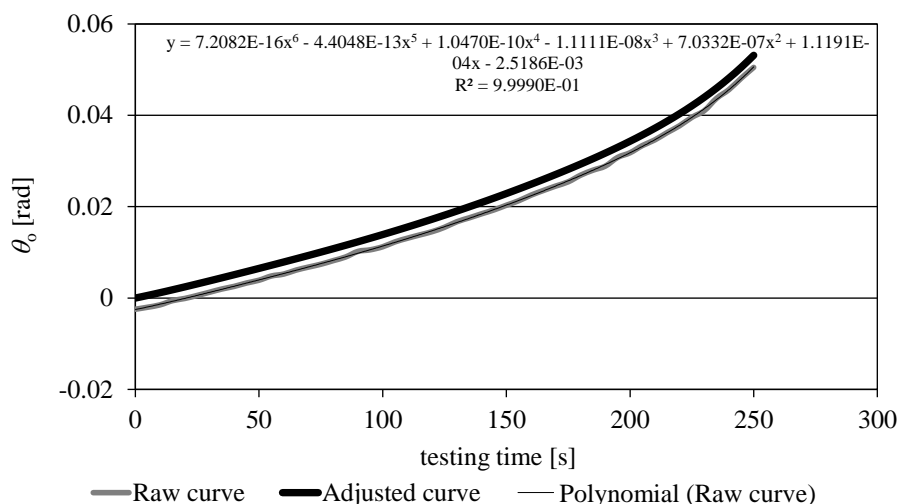


Figura 46 – Gráfico de θ_0 – tempo de teste para um provete de $t_A=0,2$ mm: Curva original, aproximação polinomial e curva polinomial ajustada (Campilho et al. 2015).

A Figura 47 apresenta a curva δ_I -tempo de teste para o mesmo provete da Figura 46. Nesta figura, a curva ajustada foi movida 0,02 mm para cima para maior clareza. O valor de G_I^c é obtido no início da propagação da fenda (valor máximo da curva P - δ) e é definido pelo valor estabilizado de G_I na curva G_I - δ_I (Ji et al. 2010).

A Figura 48 mostra uma curva G_I - δ_I representativa para cada valor de t_A (aproximação polinomial das curvas reais). A forma da curva não varia consoante os valores de t_A e consiste em 3 regiões distintas: no início da curva, o aumento de G_I com δ_I é lento (região bastante pequena e imperceptível na figura). Em seguida, verifica-se o aumento aproximadamente linear de G_I . Por fim a curva tende a estabilizar e a apresentar um valor estável de G_I . A forma das curvas é semelhante à descrita na literatura Campilho et al. (2013) e Ji et al. (2010), embora em adesivos frágeis a moderadamente dúcteis, as três regiões mencionadas sejam mais parecidas em extensão. É possível verificar que a inclinação inicial das curvas G_I - δ_I (antes da estabilização do valor de G_I) aumenta com o aumento de t_A . Este fenómeno está relacionado a uma propagação mais rápida da zona plástica com a carga aplicada para os maiores valores de t_A . Como as curvas t_I - δ_I , a ser apresentadas posteriormente, são obtidas pela diferenciação das curvas G_I - δ_I , a inclinação mencionada vai resultar do

aumento dos valores de t_i^0 com o aumento de t_A . Foram obtidas as curvas $G_I-\delta$ para todos os provetes.

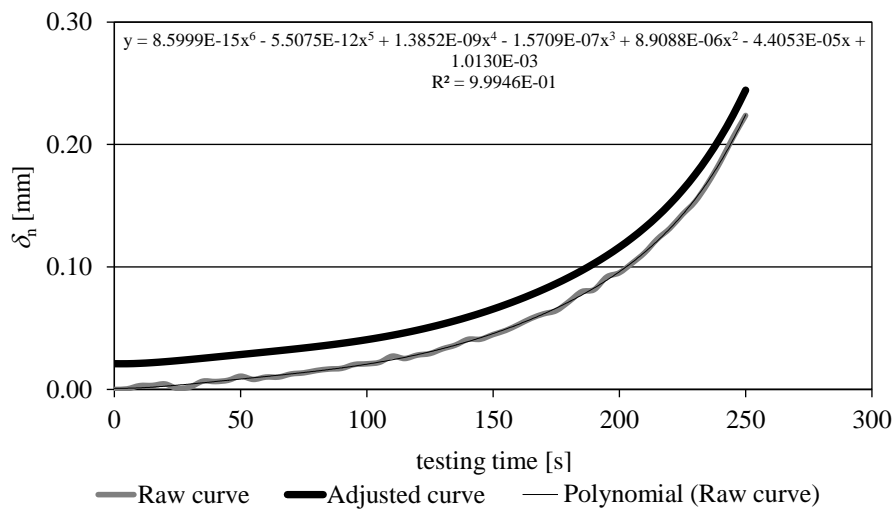


Figura 47 – Gráfico de δ – tempo de teste para um provete DCB com $t_A=0,2$ mm: curva original, aproximação polinomial e curva polinomial ajustada (Campilho et al. 2015).

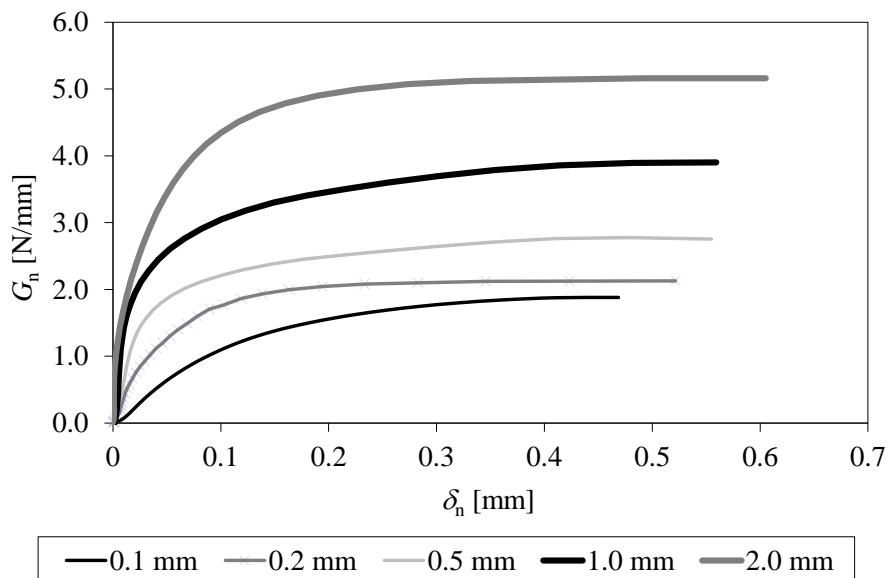


Figura 48 – Representação das leis $G_I-\delta$ para cada valor de t_A (Campilho et al. 2015).

Os valores médios de G_I^c para cada valor de t_A e respectivo desvio padrão estão apresentados na Figura 49. Os resultados são consistentes com os do método CBBM quanto aos valores absolutos e a tendência de crescimento com t_A . Para os provetes com $t_A=0,1$ mm, obteve-se $G_I^c=1,834\pm 0,237$ N/mm. A partir deste ponto, os aumentos foram de 14,6% para $t_A=0,2$ mm, 58,7% para $t_A=0,5$ mm, 105,6% para $t_A=1,0$ mm e 195,8% para $t_A=2,0$ mm. A diferenciação das curvas $G_I-\delta$ de acordo com a equação (17) resulta na curva $t_i(\delta)$ ou lei coesiva da camada de adesivo.

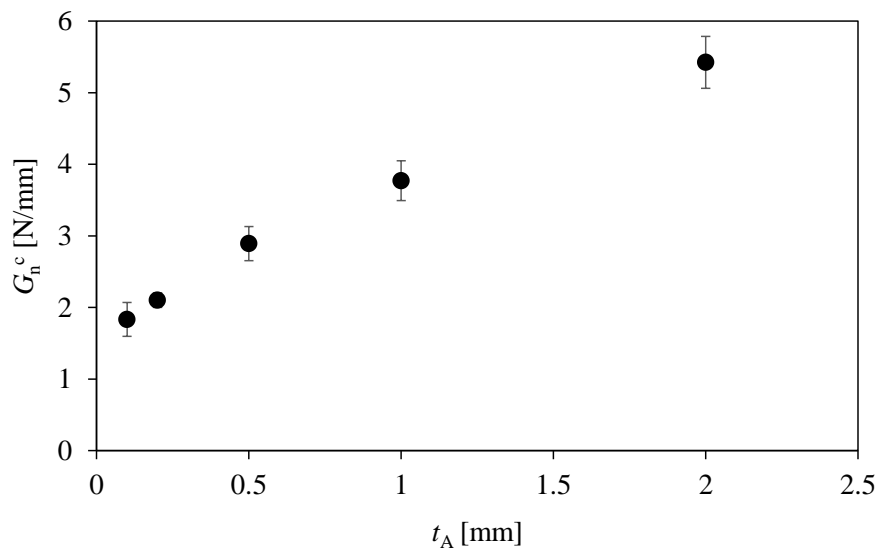


Figura 49 – Valores médios e desvios padrão de G_n^c em função de t_A pelo método de integral J (Campilho et al. 2015).

A Figura 50 apresenta leis coesivas (CZM) selecionadas para cada valor de t_A , obtidas pelo método do integral J. Pode-se verificar a ductilidade do adesivo pela forma das curvas, cujas tensões coesivas se estendem até um elevado valor de δ_1 (apesar de as curvas se encontrarem truncadas para permitir uma visualização mais clara da zona mais pertinente). Comparando com as leis típicas de adesivos epóxicos dúcteis apresentadas por Carlberger e Stigh (2010), onde se verifica uma grande região estável de t_1 no início da plastificação, seguida de uma rotura rápida, para este adesivo esta região é praticamente inexistente, mas em contraste as tensões coesivas são dispersadas ao longo de um comprimento muito maior de δ_1 . Este comportamento podia ser previsto pela forma das curvas G_I - δ_1 da Figura 48, cuja terceira região (região de estabilização de G_I) é predominante, ao contrário dos adesivos epóxicos. Tendo este comportamento em conta, as leis trapezoidais que normalmente imitam muito bem o comportamento dos adesivos epóxicos dúcteis (Campilho et al. 2010) não são as mais apropriadas para modelar este adesivo. Nesta situação, a lei triangular é mais apropriada. Uma lei linear-exponencial (composta por comportamento linear até ao pico da força, seguido de uma degradação exponencial até à rotura) é seguramente a mais apropriada para reproduzir a tendência de degradação (Campilho et al. 2013). Outra característica que contrasta o comportamento típico dos adesivos epóxicos é o aumento de t_1^0 com t_A . Nos adesivos epóxicos, é encontrada a tendência inversa, ou seja, o valor máximo de t_1^0 ocorre com valores mais baixos de t_A e diminui gradualmente com o aumento deste parâmetro até ao valor de t_1^0 para um adesivo maciço (Ji et al. 2010).

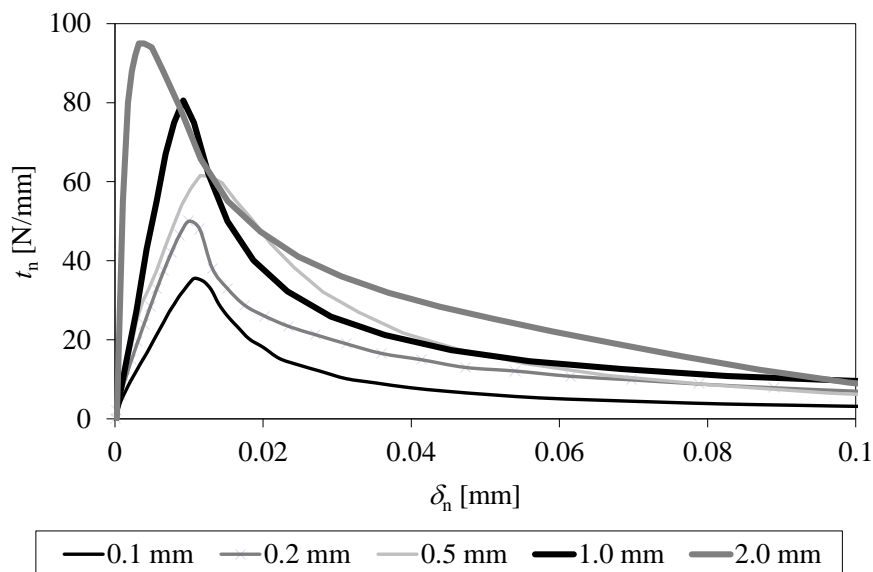


Figura 50 – Representação das leis coesivas (CZM) para cada valor de t_A (Campilho et al. 2015).

3.1.4.3 Análise de resultados

Por comparação da Figura 45 com a Figura 49, que mostram os resultados dos valores médios e desvio padrão de G_I^c em função de t_A pelos métodos CBBM e integral J, respetivamente, verifica-se a existência de concordância em valores obtidos e na tendência de aumento de G_I^c com t_A . A Tabela 8 mostra o resumo dos valores médios e desvio padrão de G_I^c (N/mm) para ambos os métodos e também apresenta todos os valores de t_A , juntamente com o valor de desvio percentual entre os métodos CBBM e integral J ($\Delta\%$). O desvio padrão percentual para cada condição testada (valor de t_A) é no geral menor que 10%, enquanto o desvio percentual máximo entre os dois métodos é de 4,31% obtido para $t_A=2$ mm.

É de seguida introduzida uma discussão de comparação com estudos de literatura, Yan et al. (2001) estudaram a influência de t_A nas propriedades de fratura (G_I^c) em juntas DCB num adesivo epóxico modificado com partículas de borracha. Foi verificado um aumento de G_I^c até um $t_A=1$ mm, após esta espessura, verificou-se uma redução. Uma conclusão idêntica foi encontrada por Khoo e Kim (2011) para um adesivo epóxico com $0,2 \leq t_A \leq 1,5$ mm, sendo o valor máximo de G_I^c encontrado para $t_A=1$ mm. Azari et al. (2011) estudaram experimentalmente a influência de t_A em G_I^c para um adesivo epóxico endurecido de uma parte, considerando $130 \leq t_A \leq 790$ μm , está observada uma tendência de aumento, mas sugerindo a obtenção de um valor de patamar de G_I^c na proximidade do maior valor mais elevado de t_A . Esta dependência foi atribuída ao elevado tamanho da zona plástica na ponta da fenda. A análise por modelos coesivos realizada por Ji et al. (2010) permitiu observar a influência de t_A em t_I^0 e G_I^c num adesivo epóxico dúctil (Loctite® Hysol 9460) numa junta DCB. Demonstrou-se novamente o aumento de G_I^c com t_A , mas sem uma redução subsequente, factor atribuído à ductilidade acentuada do adesivo. Foi obtido o valor de

$t_l^0=88$ MPa para $t_A=0,09$ mm, valor muito mais elevado do que o valor de resistência do adesivo maciço, de 30,3 MPa. No entanto, ao aumentar os valores de t_A , os valores de t_l^0 rapidamente se aproximaram da resistência do adesivo maciço. Diferentes autores indicaram a causa para este aumento de G_I^c com t_A . A explicação para este comportamento foi referida anteriormente.

Tabela 8 – Valores médios e desvios de G_I^c (N/mm) para ambos os valores de redução de dados (Campilho et al. 2015).

		t_A (mm)				
		0,1	0,2	0,5	1,0	2,0
CBBM	Média G_I^c [N/mm]	1,858	2,102	2,794	3,770	5,200
	Desvio Padrão [N/mm]	0,264	0,166	0,215	0,424	0,493
	Desvio Padrão Percentual	14,2	7,9	7,7	11,3	9,5
Integral J	Média G_I^c [N/mm]	1,834	2,102	2,893	3,770	5,425
	Desvio Padrão [N/mm]	0,237	0,103	0,238	0,278	0,363
	Desvio Padrão Percentual	12,9	4,9	8,2	7,4	6,7
$\Delta\%$ entre métodos		-1,29	0,01	3,54	0,00	4,31

A tendência de aumento de G_I^c obtida neste estudo é linear até $t_A=2,0$ mm, este resultado é coerente com estudos realizados anteriormente, excepto no que diz respeito à redução de G_I^c com maiores valores de t_A , o que é comum de verificar com adesivos epóxicos menos dúcteis. Outra excepção é o estudo de Marzi et al. (2011), no qual se alcançou um máximo de G_I^c entre $1,0 \leq t_A \leq 2,0$ mm para o adesivo poliuretano SikaPower® 498TM, um adesivo recente epóxico e resistente ao impacto, sem apresentar tendência de redução até t_A mm, devido à sua enorme ductilidade. Banea et al. (2015) descobriram uma tendência semelhante à deste trabalho na lei $G_I^c-t_A$ para o adesivo poliuretano de grande alongamento SikaForce® 7888, caracterizado por métodos de redução baseados na teoria clássica das vigas no intervalo de $0,2 \leq t_A \leq 2,0$ mm. Para este adesivo em particular, o G_I^c aumentou de forma quase linear até $t_A=2$ mm. Tanto no trabalho referido como no trabalho realizado nesta tese, o valor de pico

máximo de G_I^c é obtido com o valor de t_A superior a 2 mm, mas neste elevado valor de espessura é mais provável existirem defeitos de fabrico da junta por esta ser mais difícil de fabricar, o que justifica a sua limitada aplicação na indústria. Este comportamento está relacionado com a criação de maiores zonas plásticas com t_A antes da propagação da fenda (Banea et al. 2015), permitidas pela redução dos efeitos da restrição dos aderentes, e também devido à grande ductilidade do adesivo, que permite o aumento da zona plástica até $t_A=2$ mm.

A Tabela 9 e a Tabela 10 apresentam os valores finais de G_I^c e t_I^0 , respectivamente, registados no estudo realizado por Campilho et al. (2014). Estes valores serão utilizados como base na modelação numérica dos provetes.

Tabela 9 – Valores finais de G_I^c (Campilho et al. 2014).

		G_I^c [N/mm]				
		t_A [mm]				
		0,1	0,2	0,5	1,0	2,0
Provete	1	1,61	1,9	2,78	3,42	5,22
	2	2,27	2,13	2,89	3,90	5,52
	3	1,77	2,10	2,47	3,84	5,05
	4	1,45	2,24	2,52	4,18	5,14
	5	1,88	2,12	3,22	3,25	6,10
	6	1,64	1,92	3,05	3,50	5,15
Média		1,83	2,10	2,89	3,77	5,42

Tabela 10 – Valores finais de t_i^0 (Campilho et al. 2014).

		t_i^0 [MPa]				
		t_A [mm]				
		0,1	0,2	0,5	1,0	2,0
Provete	1	35,5	30,3	60,0	80,6	90,0
	2	50,0	29,5	67,6	80,0	81,6
	3	50,0	31,8	60,0	80,0	95,0
	4	50,0	40,0	61,6	80,0	90,0
	5	16,3	62,1	60,0	80,0	90,0
	6	18,6	54,7	60,0	52,1	86,0
Média		36,7	41,4	61,5	75,5	88,8

3.2 Trabalho numérico

Nesta parte do capítulo é abordada a análise numérica realizada pelo MEF, recorrendo ao *software* de simulação Abaqus®. São abordadas as condições de análise, são descritas as malhas e a lei coesiva utilizada (lei triangular). Também é abordada a análise de sensibilidade aos parâmetros coesivos t_i^0 e G_I^c , no sentido de verificar o efeito, resultante da sua variação, nas respetivas curvas $P-\delta$.

3.2.1 Condições da análise numérica

A análise numérica dos provetes DCB, foi realizada com auxílio do *software* Abaqus®, que possui um módulo integrado de MDC para prever o comportamento das juntas. Os modelos numéricos foram construídos individualmente para cada provete em função das dimensões especificadas na Tabela 7. Considerou-se uma modulação em 2D, em estado de plano de deformação, por ser a condição mais adequada para a geometria em análise, nomeadamente a largura considerável da junta. Os aderentes de alumínio foram modulados como um material isotrópico de comportamento elástico-plástico com a lei $\sigma-\varepsilon$ da Figura 29 e, para o efeito foram usados elementos contínuos (CPE4 do Abaqus®). Para os elementos MDC representativos da camada de adesivo (COH2D4 do Abaqus®), foi considerado somente um elemento na direção da espessura do adesivo.

Foram consideradas malhas refinadas, de forma a permitir modelar, com precisão, o estado de tensão na região coesiva durante a propagação da fenda. Na construção dos provetes no programa, configuraram-se as propriedades dos materiais e das ligações de contacto, de forma a garantir que os resultados sejam mais realistas. A malha dos provetes DCB apresenta maior refinamento na zona do adesivo e nas faces dos aderentes adjacentes ao adesivo, como se pode verificar na Figura 51, provocando assim uma variação na dimensão da malha e garantindo o maior refinamento nas zonas onde se esperam maiores gradientes de tensão (Campilho et al. 2013).

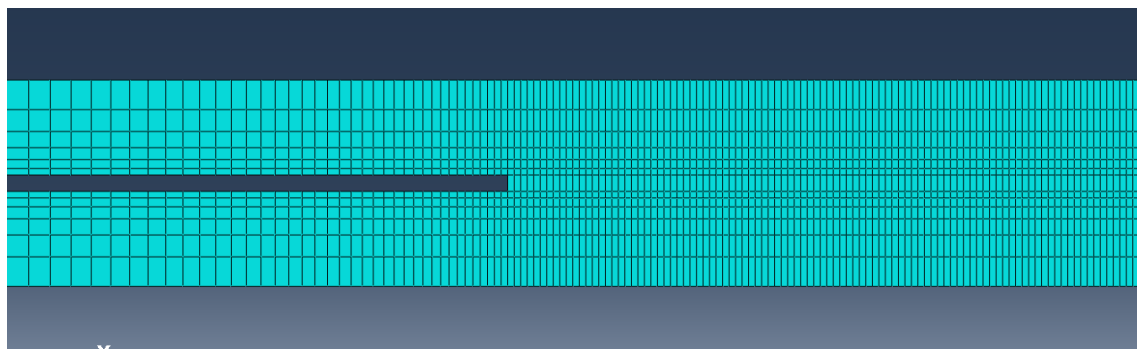


Figura 51 – Malha do provete.

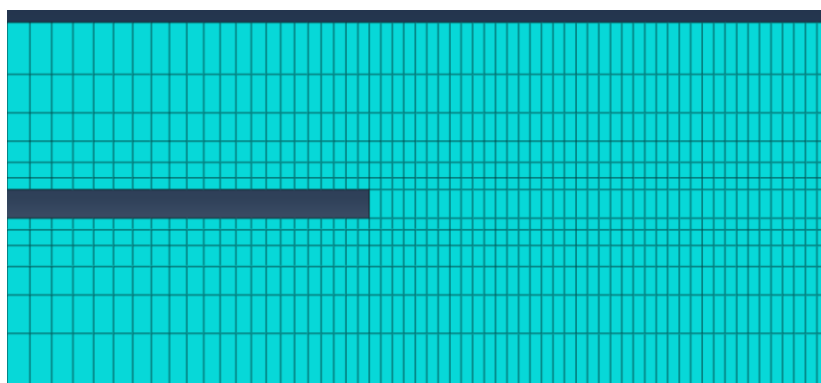


Figura 52 – Malha na pré-fenda.

A malha na extremidade da pré-fenda, representada na Figura 52, apresenta uma variação do tamanho de elementos, como referido anteriormente. A camada de adesivo é constituída por elementos coesivos com as dimensões indicadas na Tabela 11, estando os elementos de alumínio adjacentes a esta no mesmo tamanho. Foi utilizado um efeito de gradação da malha (efeito *bias*) na vertical, ou seja, na direção da espessura dos aderentes a partir das superfícies adjacentes ao adesivo até às superfícies contrárias (superior e inferior). Este efeito também foi utilizado horizontalmente, desde a zona imediatamente anterior à pré-fenda, até à extremidade de onde originam as condições fronteira da junta. Estas condições consistem na fixação no plano (apoio duplo) de um nó na extremidade esquerda do aderente inferior, e na restrição horizontal com deslocamento vertical ascendente de um nó na extremidade esquerda do aderente superior (Figura 53).

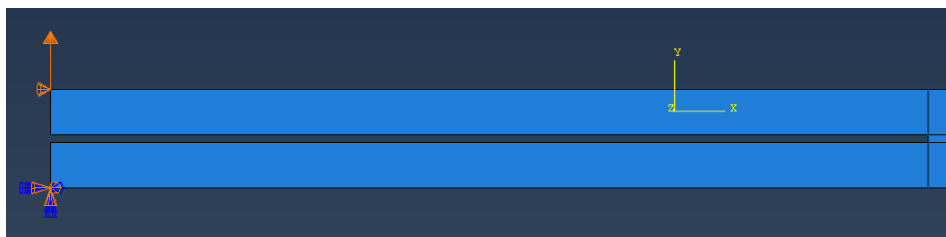


Figura 53 – Condições de fronteira da junta.

Tabela 11 – Dimensões dos elementos constituintes da camada de adesivo.

t_A [mm]	Largura [mm]	Altura [mm]
0,1	0,1	0,1
0,2	0,1	0,2
0,5	0,1	0,5
1,0	0,1	1,0
2,0	0,1	2,0

3.2.2 Modelos de dano coesivo

Como foi anteriormente referido, os MDC baseiam-se numa relação entre tensões e deslocamentos que ligam nós homólogos dos elementos coesivos, de forma a simular o comportamento elástico do material até à resistência máxima e subsequentemente degradação das propriedades dos materiais até à rotura (da Silva e Campilho 2012). Existem vários MDC, aplicados em diferentes situações, consoante o comportamento dos materiais em causa ou das interfaces a serem simuladas (Pinto et al. 2009), como o modelo linear (Alfano e Crisfield 2001), parabólico (Allix e Corigliano 1996), triangular (Alfano e Crisfield 2001), exponencial (Chandra et al. 2002), polinomial (Chen 2002) e trapezoidal (Kafkalidis e Thouless 2002), de forma a obter resultados mais precisos.

A lei triangular é a mais usada devido à sua simplicidade, pelo reduzido número de parâmetros a serem determinados e ainda pelos resultados precisos para a maioria das condições reais (Liljedahl et al. 2006). Trata-se de um modelo coesivo baseado em MEF de interface (Rocha e Campilho 2018) de quatro nós e espessura nula, compatíveis com os elementos sólidos bidimensionais de oito nós do ABAQUS®. Neste tipo de modelo de dano são apresentadas duas versões distintas: modo puro e modo misto (Figura 54).

A lei pura é caracterizada pelo facto de a propagação do dano ocorrer num conjunto específico de nós homólogos quando os valores das tensões no modo respetivo forem

anulados na respetiva lei coesiva. O modo misto utiliza critérios energéticos e de tensões para combinar as leis puras de tração e de corte (Campilho et al. 2008). Neste caso, os elementos coesivos estão sujeitos a uma componente normal de deformação e uma relativa à deformação de corte, sendo estas determinadas por via de uma análise cinemática do elemento. É preciso realçar que em camadas finas entre substratos rígidos as tensões de membrana são desprezáveis.

Antes da existência de dano, a relação entre tensões e deformações é definida pela matriz \mathbf{K}_{COH} , que relaciona as tensões e deformações em tração e corte através dos elementos coesivos. Esta matriz é definida como em (21) (Campilho et al. 2013).

$$\mathbf{t} = \begin{Bmatrix} t_n \\ t_s \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} k_{nn} & k_{ns} \\ k_{sn} & k_{ss} \end{bmatrix} \times \begin{Bmatrix} \varepsilon_n \\ \varepsilon_s \end{Bmatrix} = \mathbf{K}_{\text{COH}} \times \boldsymbol{\varepsilon}. \quad (21)$$

A matriz \mathbf{K}_{COH} tem a rigidez da ligação adesiva. Num caso mais específico, em que é usada uma formulação local para simular fraturas numa espessura nula, os parâmetros da matriz possuem valores muito elevados, com a finalidade de não criar deformações na estrutura induzidas pela presença dos elementos coesivos (Campilho et al. 2013). Para o caso de uma formulação contínua de camadas finas, mais especificamente para ligações adesivas, tem-se uma aproximação fiável aos parâmetros de rigidez admitindo $k_n^n=E$, $k_s^s=G$ e $k_n^s=0$, em que E corresponde ao módulo de elasticidade longitudinal e G ao módulo de elasticidade transversal. Assim, ao considerar estes parâmetros, o modelo reproduz de forma fiel a deformação da camada de adesivo (Campilho et al. 2008).

Na lei em modo misto, a inicialização do dano pode ser definida por diferentes critérios, sendo o mais comum o critério quadrático de tensões (Campilho et al. 2013)

$$\left\langle \frac{t_1}{t_1^0} \right\rangle^2 + \left\langle \frac{t_1}{t_1^0} \right\rangle^2 = 1, \quad (22)$$

onde “<>” são os parênteses de Macaulay, que indicam que uma tensão de compressão não induz dano. Este critério é reconhecido pela sua precisão, como indicado em trabalhos anteriores (Campilho et al. 2009). Quando t_1^0 é atingido (Figura 54), segundo a expressão (22), a rigidez do material começa a sofrer um processo de amaciamento. A separação completa de um par de homólogos (Figura 54) é prevista por um critério linear energético, em função de G_I^c e G_{II}^c

$$\frac{G_I}{G_I^c} + \frac{G_{II}}{G_{II}^c} = 1. \quad (23)$$

Através do método enunciado é possível estudar a variável do dano ao longo da junta adesiva. Um dos parâmetros para este estudo é o *Stiffness Degradation (SDEG)*. Esta

variável revela a degradação de um elemento coesivo entre 0 e 1, sendo 0 o valor para quando não existe dano no elemento e 1 para quando ocorre a rotura total. Os valores de $SDEG$ definem de forma percentual a plastificação do adesivo, de tal maneira que, se o valor de $SDEG$ do adesivo estiver dentro dos limites, significa que este se encontra em processo de amaciamento.

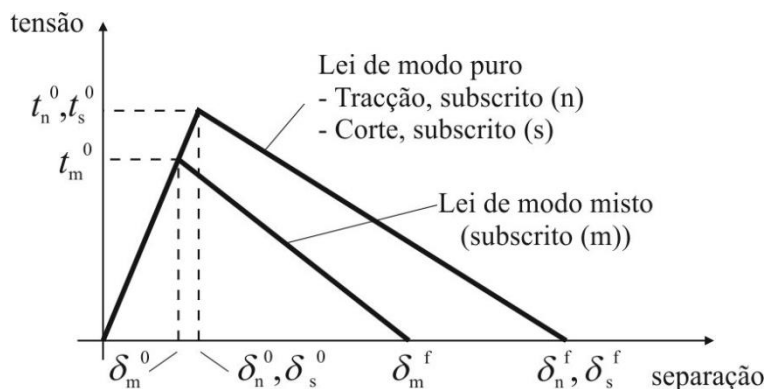


Figura 54 – Modelo coesivo triangular (Campilho et al. 2007).

3.2.3 Validação das leis coesivas obtidas

A validação da lei coesiva triangular para a modelação da camada de adesivo em tração consiste na comparação das curvas P - δ numéricas com as experimentais, tendo como principais pontos de comparação o valor de $P_{m\acute{a}x}$, a rigidez inicial da junta e o seu comportamento durante a propagação da fenda. Todos os ensaios realizados (para diferentes espessuras) foram modelados individualmente tendo em consideração as dimensões medidas pelos respetivos provetes experimentais. Deste modo são expostos os resultados para os diferentes tipos de valor de t_A .

As propriedades coesivas (G_I^c e t_I^0) apresentadas na Tabela 9 e na Tabela 10 foram obtidas através do método direto a partir do ensaio DCB realizado por Campilho et al. (2014). Estas propriedades coesivas foram inseridas diretamente na modelação dos provetes como as propriedades iniciais destes, de forma a obter os resultados mais fidedignos possíveis.

3.2.3.1 Espessura de 0,1 mm

A Tabela 12 apresenta os valores de G_I^c e de t_I^0 inseridos nas propriedades dos provetes de $t_A=0,1$ mm. Estes valores, como referido anteriormente, foram obtidos experimentalmente. Portanto, é possível verificar a proximidade do valor médio de G_I^c com o seu valor máximo da Figura 44 e da Figura 48, e do valor médio de t_I^0 com os máximos na Figura 50.

Tabela 12 - Valores de G_I^c e t_I^0 utilizados nos provetes DCB de $t_A=0,1$ mm.

Provete	G_I^c [N/mm]	t_I^0 [MPa]
DCB01_1	1,61	35,50
DCB01_2	2,27	50,00
DCB01_3	1,77	50,00
DCB01_4	1,45	50,00
DCB01_5	1,88	16,30
DCB01_6	1,64	18,6
Média	1,77	36,7

Tabela 13 - Erros percentuais entre os dois métodos para os provetes de $t_A=0,1$ mm.

Provetes	Experimental		Numérico		Erro %	
	$\delta P_{\text{máx}}$ [mm]	$P_{\text{máx}}$ [N]	$\delta P_{\text{máx}}$ [mm]	$P_{\text{máx}}$ [N]	$\delta P_{\text{máx}}$ [mm]	$P_{\text{máx}}$ [N]
DCB01_1	11,3	174,3	9,4	225,8	16,8	-29,5
DCB01_2	10,7	235,9	9,5	258,3	11,1	-9,5
DCB01_3	9,4	205,4	8,1	224,7	13,7	-9,4
DCB01_4	8,9	189,0	7,5	209,6	15,6	-10,9
DCB01_5	9,3	216,9	8,0	234,4	13,6	-8,1
DCB01_6	8,9	195,6	7,5	211,9	16,1	-8,3
Média (Valores Absolutos)					14,5	12,6
Desvio Padrão					1,9	7,6

Os erros percentuais de $P_{\text{máx}}$ e $\delta P_{\text{máx}}$, entre os ensaios experimentais e os ensaios numéricos estão descritos na Tabela 13.

É possível verificar que a carga $P_{m\acute{a}x}$ é mais elevada nos testes numéricos, porém ocorre com um δ inferior. Isto pode ser explicado pelo facto de, na simulação numérica a distribuição de tensões ser completamente uniforme enquanto que nos ensaios experimentais ocorre um efeito de amaciamento. Pode também ocorrer devido à existência de pequenos entalhes ou defeitos no adesivo, não presentes na simulação numérica, que levam a uma maior fragilidade da junta, maiores concentrações de tensões e uma deformação plástica menos uniforme. Esta espessura de provetes apresenta o menor valor de desvio padrão percentual em $\delta P_{m\acute{a}x}$, apresenta também o menor valor médio de erro percentual em $P_{m\acute{a}x}$, mas o maior valor no desvio padrão do erro percentual de $P_{m\acute{a}x}$.

A Figura 55 e a Figura 56 mostram dois exemplos de comparações das curvas P - δ obtidas nos ensaios experimentais com as dos ensaios numéricos. Após o procedimento de ajuste, é possível verificar uma boa aproximação entre as curvas para ambos os provetes. No início do carregamento verifica-se que a rigidez é bastante semelhante. A partir de um valor de P a inclinação da curva experimental começa a decrescer, em comparação à numérica, até atingir P_{max} . Através da análise de $P_{m\acute{a}x}$ - $\delta P_{m\acute{a}x}$ de ambas as curvas, é possível confirmar visualmente a diferença entre os valores presentes na Tabela 13. Após o início da rotura do adesivo, a curva experimental apresenta variações acentuadas até à rotura, o que pode derivar de imperfeições ou fendas na camada de adesivo ou até uma má ligação entre o adesivo e o substrato. Quanto à rotura é possível verificar que ambos os provetes experimentais romperam com um δ mais baixo comparativamente com os modelos numéricos, provavelmente devido a um defeito próximo da extremidade da fenda.

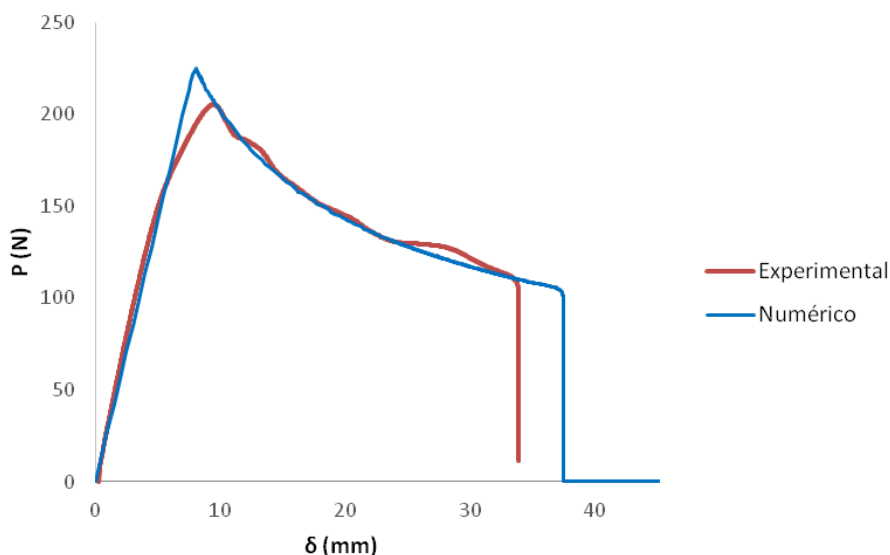


Figura 55 – Comparação das curvas P - δ do provete DCB01_3.

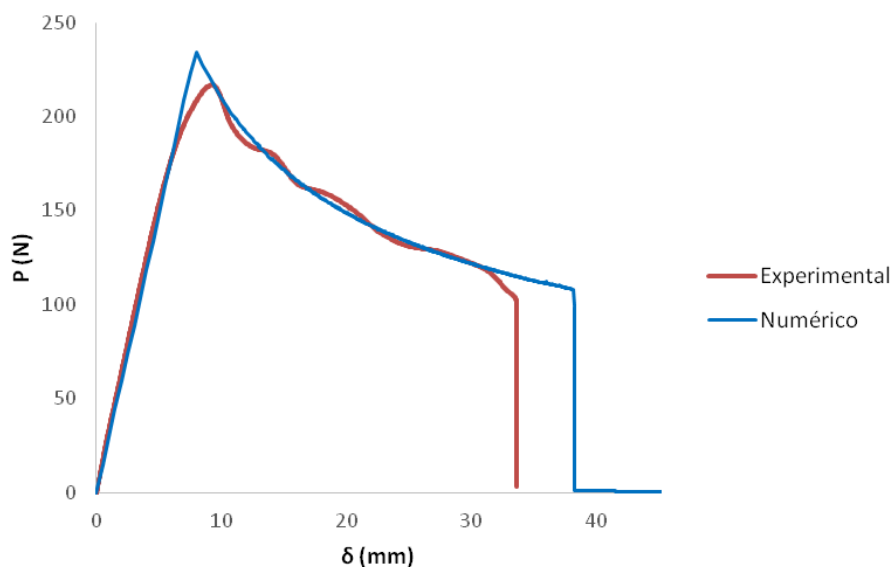


Figura 56 - Comparação das curvas P - δ do provete DCB01_5.

3.2.3.2 Espessura de 0,2 mm

A Tabela 14 apresenta os valores de G_I^c e de t_I^0 inseridos nas propriedades dos provetes de $t_A=0,2$ mm. Também é possível verificar a proximidade do valor médio de G_I^c com o seu valor máximo da Figura 44 e da Figura 48, e do valor médio de t_I^0 com os máximos na Figura 50. Comparando estes valores com os de $t_A=0,1$ mm (Tabela 12), verifica-se que existe um aumento significativo de G_I^c mas alguns valores de t_I mantêm-se muito próximo da média de t_I^0 dos provetes de 0,1 mm de espessura.

Tabela 14 - Valores de G_I^c e t_I^0 utilizados nos provetes DCB de $t_A=0,2$ mm.

Provete	G_I^c [N/mm]	t_I^0 [MPa]
DCB02_1	1,90	30,30
DCB02_2	2,13	29,50
DCB02_3	2,10	31,80
DCB02_4	2,24	40,00
DCB02_5	2,12	62,10
DCB02_6	1,92	54,70
Média	2,07	41,40

A Tabela 15 apresenta os erros percentuais de $\delta P_{\text{máx}}$ e de $P_{\text{máx}}$. Nesta espessura é possível verificar que $P_{\text{máx}}$ também é mais elevado nos resultados experimentais, mas os valores de $\delta P_{\text{máx}}$, comparando com $t_A=0,1$ mm, estão muito mais próximos entre si, à exceção do provete DCB02_6. Isto indica que o valor de $P_{\text{máx}}$ foi registado com um δ muito próximo ao experimental. Esta espessura apresenta o maior desvio padrão do erro percentual em $\delta P_{\text{máx}}$, muito provavelmente devido ao provete DCB02_6.

Tabela 15 - Erros percentuais entre os dois métodos para os provetes de $t_A=0,2$ mm.

Provetes	Experimental		Numérico		Erro%	
	$\delta P_{\text{máx}}$ [mm]	$P_{\text{máx}}$ [N]	$\delta P_{\text{máx}}$ [mm]	$P_{\text{máx}}$ (N)	$\delta P_{\text{máx}}$ [mm]	$P_{\text{máx}}$ [N]
DCB02_1	8,4	226,4	8,6	253,4	-2,5	-12,0
DCB02_2	8,1	245,5	7,7	260,9	5,1	-6,3
DCB02_3	8,8	235,0	9,0	274,8	-2,8	-16,9
DCB02_4	8,8	247,9	8,5	274,6	3,0	-10,7
DCB02_5	8,2	245,5	7,8	265,2	4,9	-8,0
DCB02_6	12,5	190,1	7,7	235,5	38,3	-23,9
Média (Valores Absolutos)					9,4	12,9
Desvio Padrão					12,9	5,9

Nas curvas representativas das leis coesivas (Figura 57 e Figura 58) é possível verificar essa aproximação de δ entre os valores máximos de $P_{\text{máx}}$. Estas curvas apresentam uma rigidez inicial bastante semelhante e um $\delta P_{\text{máx}}$ muito próximo. Comparando a propagação de fenda, apesar de ocorrer uma maior aproximação entre as curvas experimentais e numéricas, o provete de maior espessura apresenta maiores oscilações quanto à curva numérica. Na rotura, ambas as curvas experimentais se aproximaram substancialmente das numéricas, especialmente comparativamente aos provetes de $t_A=0,1$ mm.

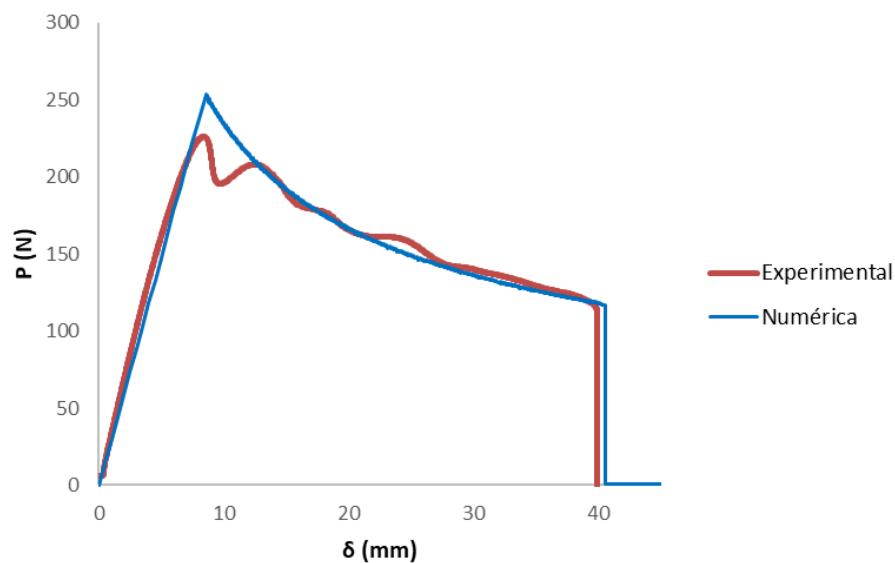


Figura 57 - Comparação das curvas P - δ do provete DCB02_1.

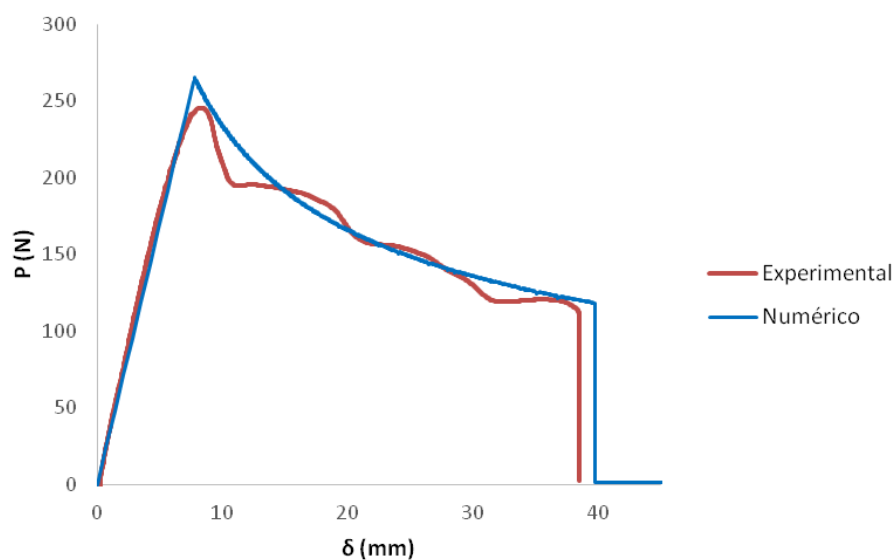


Figura 58 - Comparação das curvas P - δ do provete DCB02_5.

3.2.3.3 Espessura de 0,5 mm

A Tabela 16 apresenta os valores de G_I^c e de t_I^0 inseridos nas propriedades dos provetes de $t_A=0,5$ mm. É possível verificar um aumento de quase 50% das médias de G_I^c e t_I^0 face aos provetes de $t_A=0,2$ mm, comprovando os valores presentes na Figura 44 e na Figura 48 (G_I^c) e na Figura 50 (t_I^0).

Tabela 16 - Valores de G_I^c e t_I^0 utilizados nos provetes DCB de $t_A=0,5$ mm.

Provete	G_I^c [N/mm]	t_I^0 [MPa]
DCB05_1	2,78	60
DCB05_2	2,89	67,6
DCB05_3	2,47	60
DCB05_4	2,52	61,6
DCB05_5	3,22	60
DCB05_6	3,05	60
Média	2,82	61,5

Tabela 17 - Erros percentuais entre os dois métodos para os provetes de $t_A=0,5$ mm.

Provetes	Experimental		Numérico		Erro%	
	$\delta P_{máx}$ [mm]	$P_{máx}$ [N]	$\delta P_{máx}$ [mm]	$P_{máx}$ [N]	$\delta P_{máx}$ [mm]	$P_{máx}$ [N]
DCB05_1	11,8	256,3	10,7	295,9	9,6	-15,5
DCB05_2	13,3	251,1	11,4	293,7	14,9	-17,0
DCB05_3	10,4	251,3	10,5	290,0	-1,0	-15,4
DCB05_4	10,3	256,8	9,8	287,8	4,6	-12,1
DCB05_5	12,5	281,4	12,0	315,1	4,0	-12,0
DCB05_6	14,4	267,7	11,9	291,4	17,3	-8,8
Média (Valores Absolutos)					8,6	13,4
Desvio Padrão					5,9	2,8

A Tabela 17 apresenta os erros percentuais de $\delta P_{máx}$ e de $P_{máx}$. Pode-se verificar novamente a proximidade dos valores de $\delta P_{máx}$, mas um afastamento nos valores de $P_{máx}$. Esta espessura de provete apresenta o menor desvio padrão do erro percentual

de $P_{\text{máx}}$. É possível verificar uma tendência de aumento de $P_{\text{máx}}$ com o aumento da espessura do adesivo.

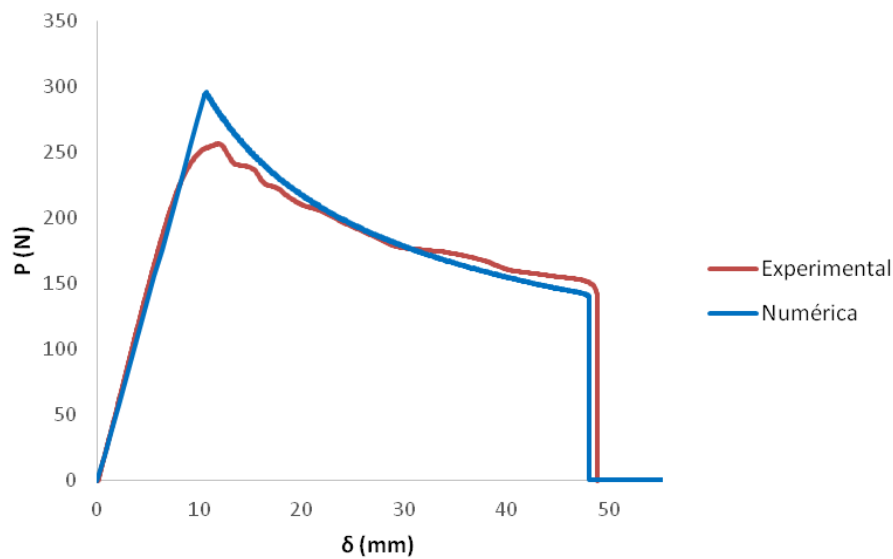


Figura 59 - Comparação das curvas P - δ do provete DCB05_1.

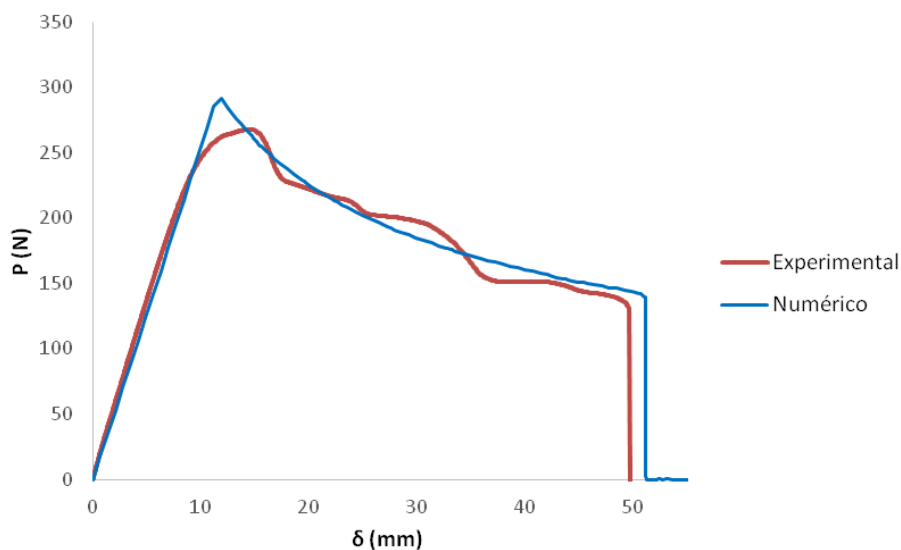


Figura 60 - Comparação das curvas P - δ do provete DCB05_6.

Nas figuras representativas das leis coesivas (Figura 59 e Figura 60), pode-se verificar duas evoluções diferentes. Na Figura 59 o valor de $\delta P_{\text{máx}}$ é mais próximo do que na Figura 60, mas o inverso não se verifica quanto ao $P_{\text{máx}}$. Na propagação da fenda ambas se comportaram de forma diferente, sendo a primeira mais próxima da numérica e a segunda mais oscilante. Na rotura pode-se verificar que a primeira ultrapassou o valor de δ numérico, enquanto na segunda este valor ficou ligeiramente abaixo. Com o aumento da espessura, comparando com as leis de DCB01 e DCB02,

confirma-se visualmente o aumento de $P_{\text{máx}}$ e de δ à rotura total. As curvas experimentais apresentam, mais uma vez, uma boa aproximação às curvas numéricas.

3.2.3.4 Espessura de 1,0 mm

A Tabela 18 apresenta os valores de G_I^c e de t_I^0 inseridos nas propriedades dos provetes de $t_A=1,0$ mm. Nesta espessura é novamente possível verificar um aumento significativo da média de G_I^c e de t_I^0 comparativamente aos provetes DCB05. A média de G_I^c encontra-se de acordo com o valor máximo registado da Figura 44 e da Figura 48 e a média de t_I^0 é bastante próxima do valor máximo da Figura 50.

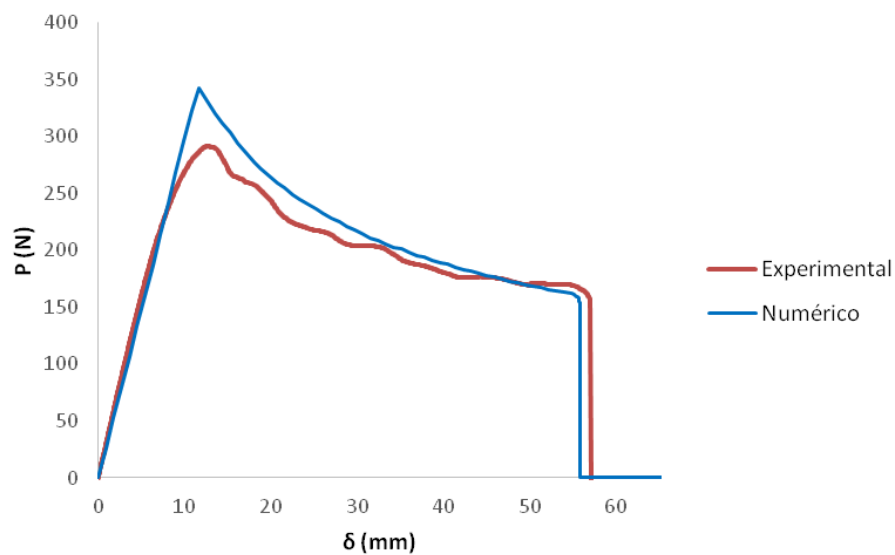
Tabela 18 - Valores de G_I^c e t_I^0 utilizados nos provetes DCB de $t_A=1,0$ mm.

Provete	G_I^c [N/mm]	t_I^0 [MPa]
DCB10_1	3,42	80,60
DCB10_2	3,90	80,00
DCB10_3	3,84	80,00
DCB10_4	4,18	80,00
DCB10_5	3,25	80,00
DCB10_6	3,50	52,1
Média	3,68	75,5

Observando a Tabela 19 que representa os valores obtidos de G_I^c e t_I^0 , é possível verificar quase de imediato a discrepância entre os valores numéricos e experimentais de $P_{\text{máx}}$, provavelmente devido a uma menor rigidez do adesivo para maiores valores de t_A . Apesar de esta espessura apresentar a menor média de erro percentual para $\delta P_{\text{máx}}$, é a que apresenta a maior média de erro percentual para $P_{\text{máx}}$. O aumento do valor de $P_{\text{máx}}$ com o aumento da espessura é visível novamente.

Tabela 19 - Erros percentuais entre os dois métodos para os provetes de $t_A=1,0$ mm.

Provetes	Experimental		Numérico		Erro%	
	$\delta P_{\text{máx}}$ [mm]	$P_{\text{máx}}$ [N]	$\delta P_{\text{máx}}$ [mm]	$P_{\text{máx}}$ [N]	$\delta P_{\text{máx}}$ [mm]	$P_{\text{máx}}$ [N]
DCB10_1	12,6	291,6	11,7	342,6	7,3	-17,5
DCB10_2	14,8	305,9	12,8	341,6	13,8	-11,6
DCB10_3	14,3	291,8	13,2	341,1	7,7	-16,9
DCB10_4	13,9	289,3	13,0	354,9	6,3	-22,7
DCB10_5	13,0	286,1	12,6	328,3	3,2	-14,8
DCB10_6	13,9	285,0	13,5	351,1	3,4	-23,2
Média (Valores Absolutos)					6,9	17,8
Desvio Padrão					3,5	4,1

Figura 61 - Comparação das curvas P - δ do provete DCB10_1.

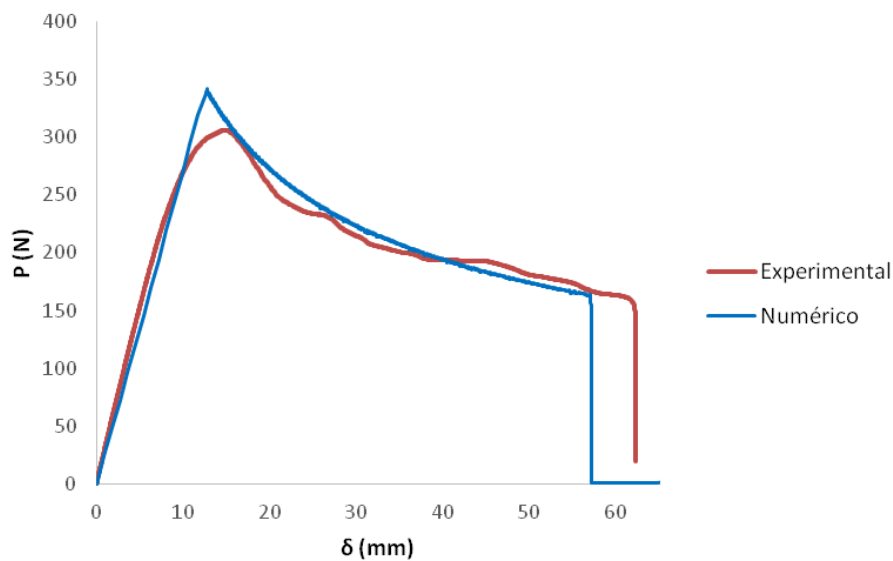


Figura 62 - Comparação das curvas P - δ do provete DCB10_2.

A Figura 61 e a Figura 62 apresentam exemplos das curvas P - δ obtidas de dois provetes. É possível verificar novamente a tendência de aumento de $P_{\text{máx}}$ e de δ à rotura com t_A . As propagações de fenda experimentais nos provetes foram bastante semelhantes às numéricas. Nestes provetes, verificou-se pela primeira vez, que ambas as roturas experimentais ocorreram a um δ mais elevado do que a rotura numérica. As aproximações gerais das curvas experimentais com as numéricas são bastante boas, sendo o provete de maior espessura o que apresenta a melhor aproximação das duas.

3.2.3.5 Espessura de 2,0 mm

A Tabela 20 apresenta os valores de G_I^c e de t_I^0 inseridos nas propriedades dos provetes de $t_A=2,0$ mm. Mantém-se a tendência de aumento G_I^c e de t_I^0 com t_A . Os valores de G_I^c t_I^0 voltam a aumentar, estando de acordo com as mudanças que se podem verificar na Figura 44, na Figura 48 (G_I^c) e na Figura 50 (t_I^0).

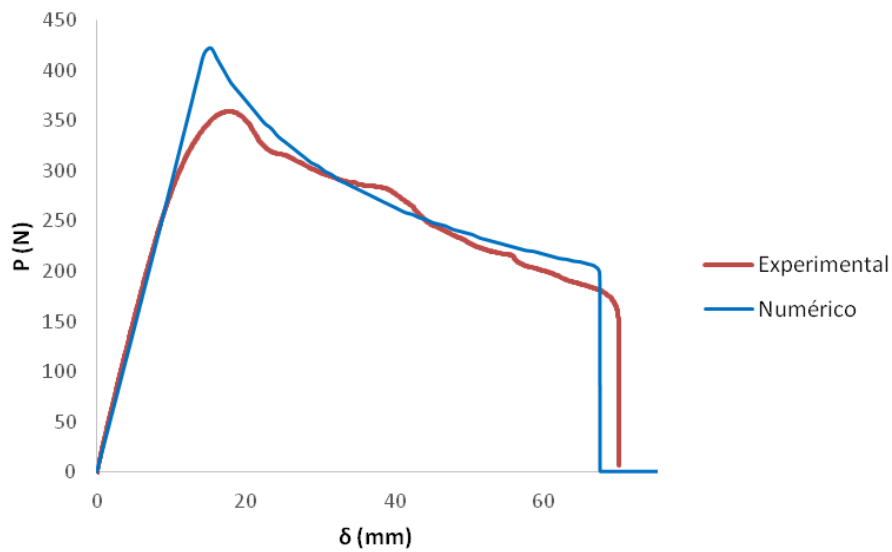
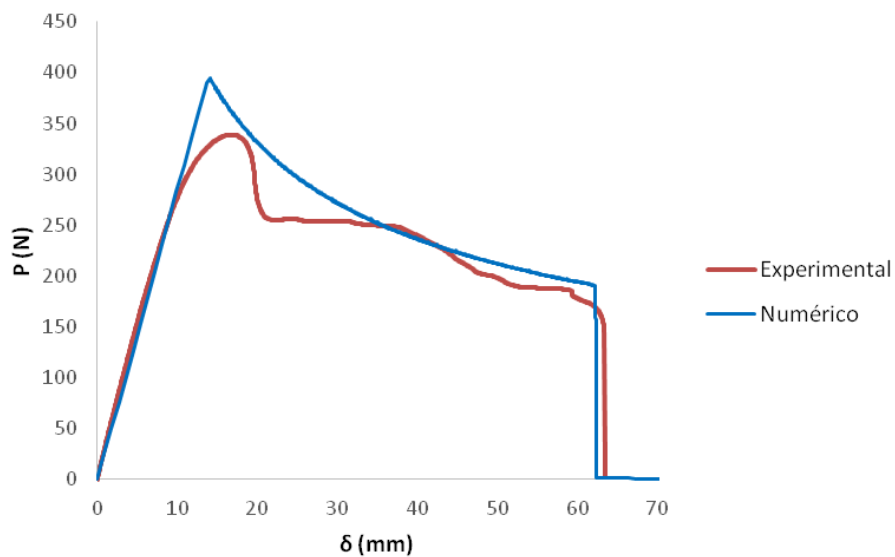
Pela análise da Tabela 21 verifica-se novamente uma enorme discrepância entre os valores experimentais e numéricos de $P_{\text{máx}}$, mas agora também nos valores de $\delta P_{\text{máx}}$. Estas discrepâncias aparentam estar relacionadas com o aumento da espessura comparando com o valor bruto de aumento nos provetes anteriores. Esta é a espessura que apresenta a maior média de erro percentual em $\delta P_{\text{máx}}$.

Tabela 20 - Valores de G_I^c e t_I^0 utilizados nos provetes DCB de $t_A=2,0$ mm.

Provete	G_I^c [N/mm]	t_I^0 [MPa]
DCB20_1	5,22	90,00
DCB20_2	5,52	81,60
DCB20_3	5,05	95,00
DCB20_4	5,14	90,00
DCB20_5	6,10	90,00
DCB20_6	5,12	86,00
Média	5,36	88,80

Tabela 21 - Erros percentuais entre os dois métodos para os provetes de $t_A=2,0$ mm.

Provetes	Experimental		Numérico		Erro%	
	$\delta P_{máx}$ [mm]	$P_{máx}$ [N]	$\delta P_{máx}$ [mm]	$P_{máx}$ [N]	$\delta P_{máx}$ [mm]	$P_{máx}$ [N]
DCB20_1	17,7	359,2	15,3	421,8	13,8	-17,4
DCB20_2	18,9	347,8	17,1	418,3	9,7	-20,3
DCB20_3	18,4	343,9	14,8	383,8	19,6	-11,6
DCB20_4	17,1	346,8	14,4	385,9	15,9	-11,3
DCB20_5	20,6	359,4	15,6	436,8	24,1	-21,5
DCB20_6	16,6	338,5	14,1	394,9	15,4	-16,7
Média (Valores Absolutos)					16,4	16,5
Desvio Padrão					4,5	3,9

Figura 63 - Comparação das curvas P - δ do provete DCB20_1Figura 64 - Comparação das curvas P - δ do provete DCB20_6

Pela análise das curvas P - δ representadas na Figura 63 e na Figura 64, é de imediato possível verificar visualmente as discrepâncias mencionadas anteriormente. Também se consegue verificar as variações acentuadas das curvas experimentais na propagação da fenda face às numéricas, o que pode acontecer como explicado anteriormente, por causa de imperfeições ou fendas na camada do adesivo. Como a espessura é muito mais elevada, maior é a probabilidade de esses problemas se formarem. A tendência de aumento de δ à rotura e de $P_{\text{máx}}$ com t_A manteve-se, sendo esta a espessura que apresenta os valores mais elevados.

3.2.4 Comparação de espessuras

As curvas P - δ experimentais encontram-se representadas na Figura 65 e as numéricas na Figura 66. As principais mudanças verificadas, sendo estas a variação de rigidez do adesivo, o aumento do valor de $P_{m\acute{a}x}$, o modo de propagação da fenda e o δ à rotura, são coerentes em ambos os ensaios experimentais e numéricos nos seus respetivos valores de t_A .

Examinando as figuras, o provete de $t_A=0,2$ mm apresenta o maior declive no início, verificando-se assim o valor mais elevado de rigidez. O provete de $t_A=2,0$ mm regista o maior valor de $P_{m\acute{a}x}$ e o maior δ à rotura, mas possui o modo propagação da fenda mais irregular. É possível visualizar o aumento de G_I^c com t_A através do aumento da carga suportada na fase de propagação da fenda. A propagação da fenda demonstra um comportamento mais regular no caso numérico, como é possível verificar na Figura 66. Nas curvas experimentais observa-se uma propagação mais instável, especialmente para valores de t_A mais elevados (Figura 65). O aumento de $P_{m\acute{a}x}$ com t_A também é notável em ambas as figuras.

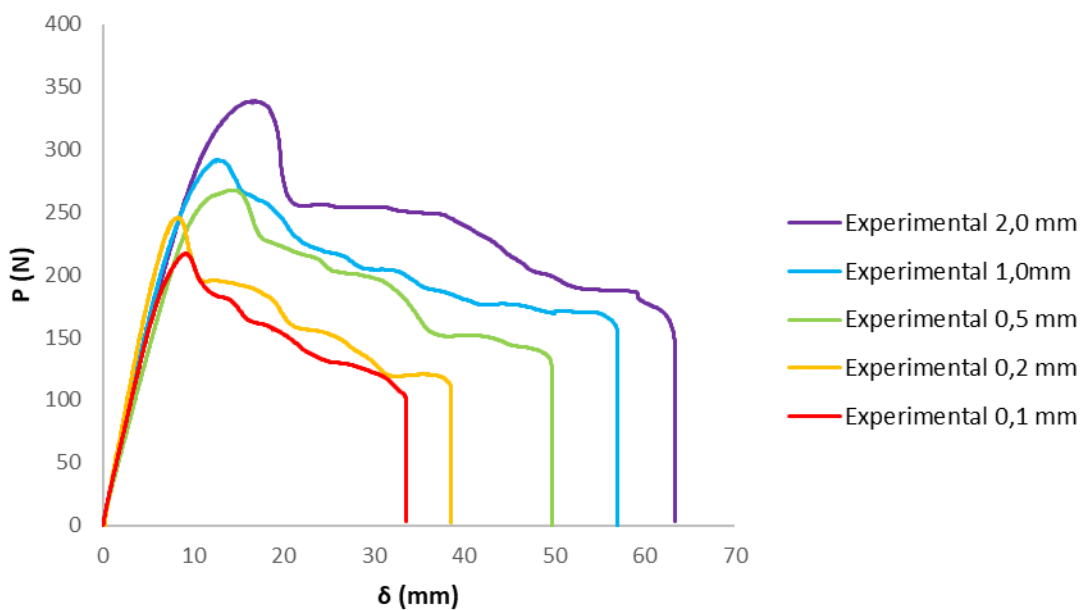


Figura 65 – Comparação das curvas P - δ experimentais para diferentes valores de t_A .

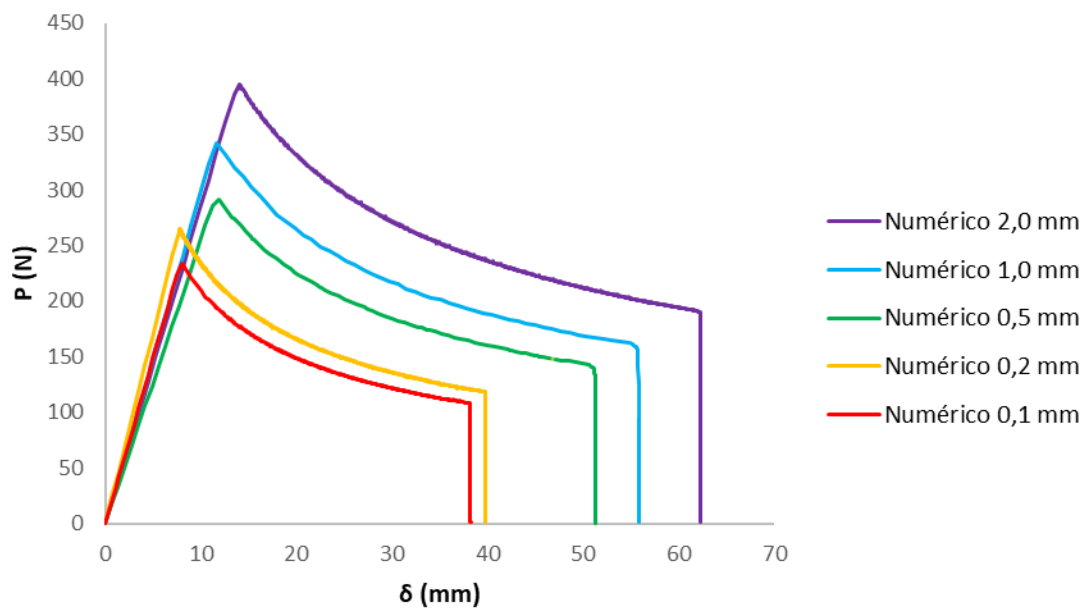


Figura 66 – Comparação das curvas P - δ numéricas para diferentes valores de t_A .

3.2.5 Estudo da influência dos parâmetros coesivos

Nesta parte do estudo, são escolhidos dois provetes com t_A diferentes (0,1 mm e 2,0 mm) para realizar simulações numéricas inserindo variações graduais (Tabela 22) de forma a verificar a influência dos parâmetros G_I^C , t_I^0 e E na lei coesiva do adesivo. Pretende-se com esta análise confirmar a unicidade da solução obtida para valor de t_A e também compreender em detalhe o efeito dos parâmetros coesivos no comportamento das juntas.

Foi estabelecido que as variações seriam realizadas com variações de 25%.

Tabela 22 – Valores das várias variações de G_I^c , t_I^0 e E nos provetes a testar.

		Variação							
		-75%	-50%	-25%	0%	+25%	+50%	+75%	+100%
t_A									
G_I^c [N/mm]	0,1 [mm]	0,413	0,825	1,24	1,65	2,06	2,48	2,89	3,30
	2,0 [mm]	1,53	3,05	4,58	6,10	7,63	9,15	10,7	12,2
T_I^0 [MPa]	0,1 [mm]	9,18	18,4	27,5	36,7	45,9	55,1	64,2	73,4
	2,0 [mm]	17,5	35,0	52,5	70,0	87,5	105	123	140
E [GPa]	0,1 [mm]	123	245	368	490	613	735	858	980
	2,0 [mm]	123	245	368	490	613	735	858	980

3.2.5.1 Variações de G_I^c

Com as variações de G_I^c era espectável (Fernandes e Campilho 2017) uma variação da área do gráfico em baixo da lei coesiva, visto que o parâmetro G_I^c (tenacidade à tração) corresponde a essa mesma área, ou seja, diminuindo o G_I^c a área tem de diminuir e aumentando a área tem de aumentar.

Na Figura 67 e na Figura 68 é possível verificar os efeitos destas variações para dois provetes com $t_A=0,1$ e $2,0$ mm. Estes ensaios corresponderam ao esperado quanto às variações positivas mas, nas variações negativas, todas elas ficaram com leis sobrepostas, o que teoricamente não deveria acontecer. Isto pode ser devido ao valor de G_I^c já se encontrar tão baixo, que pode não influenciar o comportamento da junta, pode também ser devido à baixa resolução necessária para poder efetivamente verificar essa variação, algo que não é possível atingir, devido à resolução necessária para apresentar as curvas da variação positiva. Também se pode justificar por este parâmetro não afetar a rigidez do adesivo e influencia mais a carga necessária à propagação da fenda durante o ensaio.

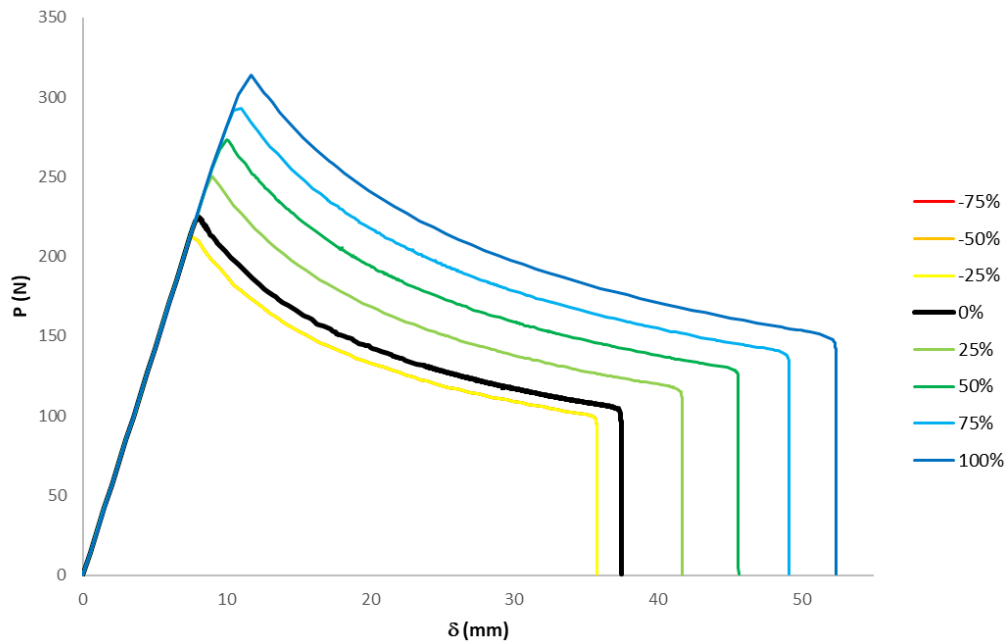


Figura 67 - Ensaio numérico com várias variações de G_I^c num provete de $t_A=0,1$ mm

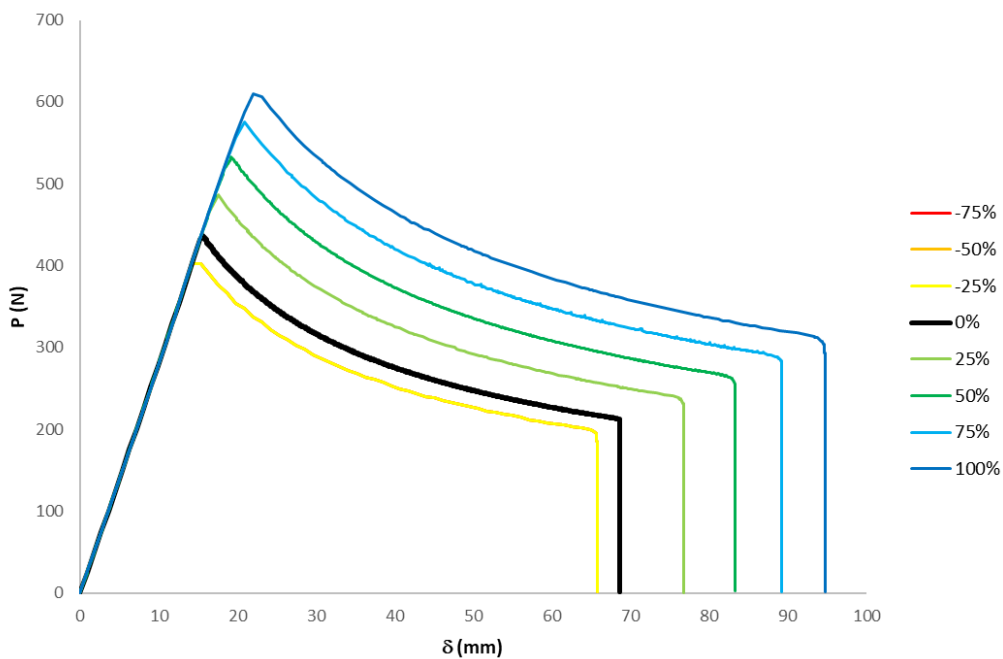


Figura 68 - Ensaio numérico com várias variações de G_I^c num provete de $t_A=2,0$ mm

3.2.5.2 Variação de t_l^0

Com as variações de t_l^0 era espetável (Fernandes e Campilho 2017), com o aumento, ocorrer um aumento de $P_{m\acute{a}x}$, indicando que o adesivo era capaz de suportar mais esforço e, com a diminuição, o valor de $P_{m\acute{a}x}$ diminuir, indicando que o adesivo é menos resistente. Após ambas as variações de $P_{m\acute{a}x}$, ou seja, ao entrar no regime de deformação plástica, deverá ocorrer uma aproximação quase imediata à lei original.

Na Figura 69 e Figura 70 é possível verificar os efeitos destas variações para dois provetes com $t_A=0,1$ e $2,0$ mm. A variação de $P_{m\acute{a}x}$ ocorreu tal como esperado para os dois tipos de variação, apesar de na variação positiva este ter sido bastante elevado, o que não devia acontecer. Na propagação de fenda, para a variação negativa as leis coesivas aproximaram-se da original, o que demonstra um comportamento correto, mas na variação positiva esse fator não se verificou tendo as curvas, após $P_{m\acute{a}x}$ permanecido como que quase “paralelas” à original.

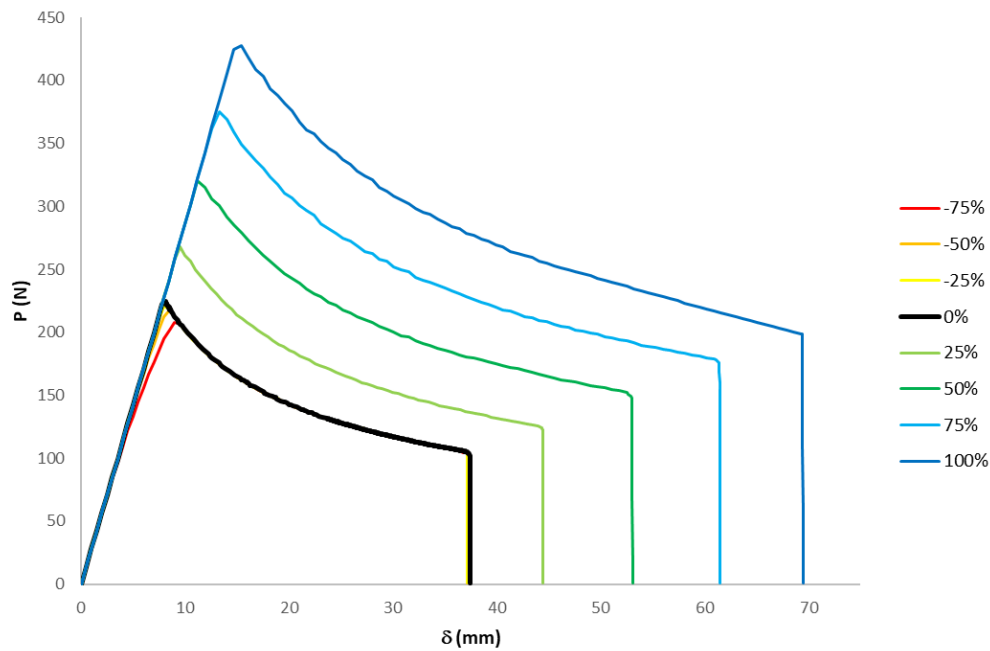


Figura 69 - Ensaio numérico com várias variações de t_1^0 num provete de $t_A=0,1$ mm

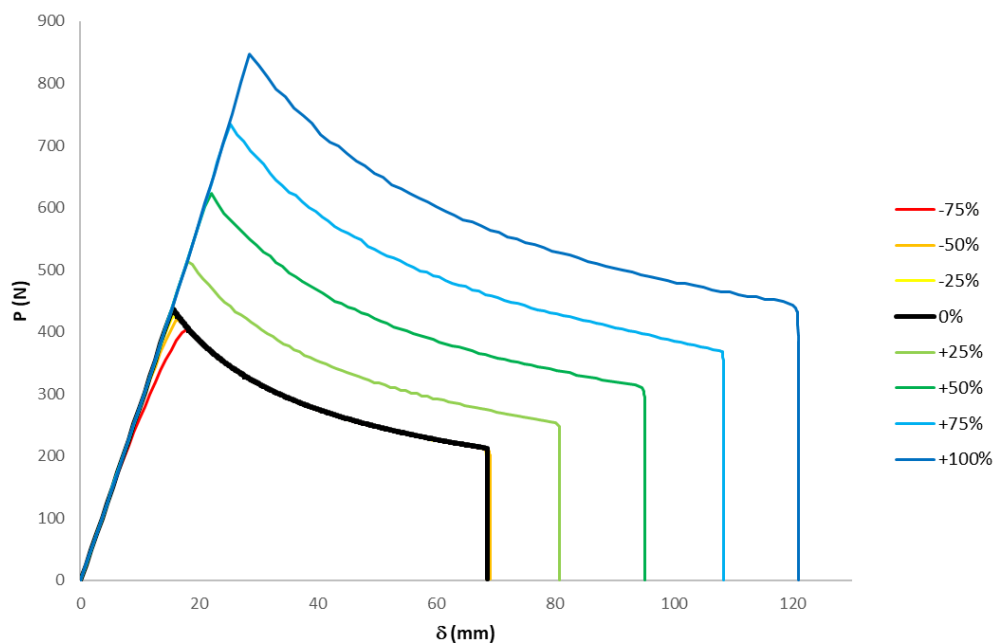


Figura 70 - Ensaio numérico com várias variações de t_1^0 num provete de $t_A=2,0$ mm

Provavelmente este fenómeno ocorre devido a um erro numérico. Esse erro pode acontecer devido à elevada tenacidade e por o adesivo ser bastante ductil. Nestas circunstâncias o adesivo pode obter uma ductilidade suficiente com o aumento da resistência máxima do adesivo para conseguir suportar o maior esforço imposto, rompendo com a mesma zona de dano na ponta da fenda independentemente da variação de t_l^0 .

3.2.5.3 Variação de E

Com as variações de E é espectável uma variação de $P_{máx}$ e da rigidez antes da propagação da fenda. Com a variação positiva (adesivo mais rígido), o valor de $P_{máx}$ deveria diminuir e com uma variação negativa (menos rígido) deveria aumentar. Também se deverá verificar uma diminuição do declive inicial com a variação negativa e um aumento desse declive com a positiva. Quanto mais rígido o adesivo menor será a sua zona de dano e vice-versa.

Na Figura 71 e na Figura 72 é possível verificar os efeitos destas variações para os dois provetes com $t_A=0,1$ e $2,0$ mm. Para a variação negativa é possível verificar o aumento de $P_{máx}$ e uma ligeira diminuição do declive, mas, tal como nas variações de t_l^0 , não ocorreu uma aproximação à curva original, o que indica a existência de problemas numéricos. Para a variação positiva, é possível verificar a redução de $P_{máx}$ e o aumento do declive no início da curva, mas todas as curvas de aumento ficaram quase sobrepostas à original, o que pode ser explicado pela elevada rigidez do adesivo.

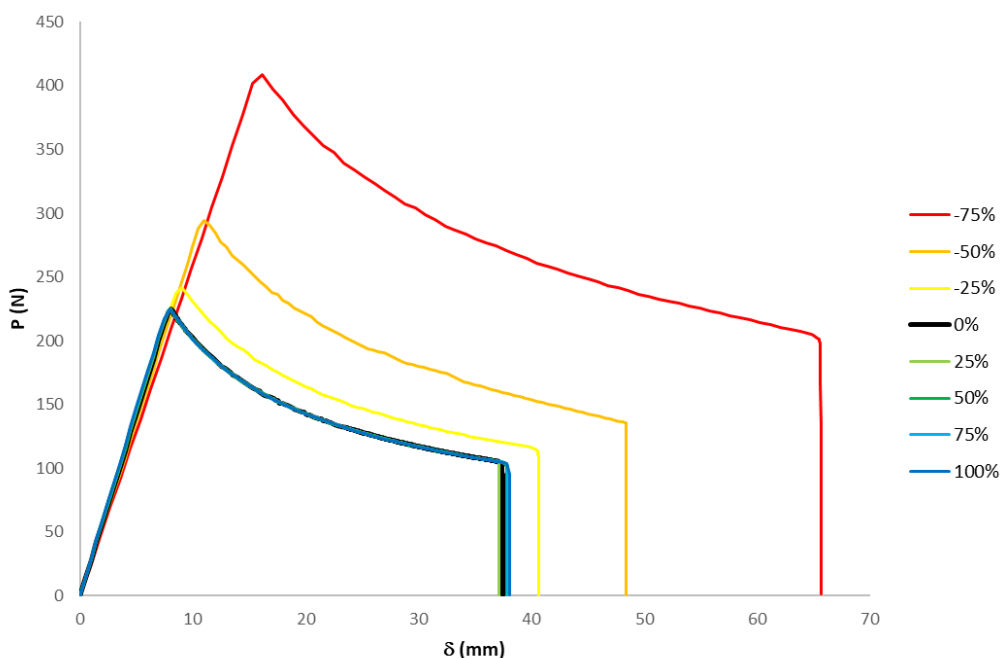


Figura 71 - Ensaio numérico com várias variações de E num provete de $t_A=0,1$ mm

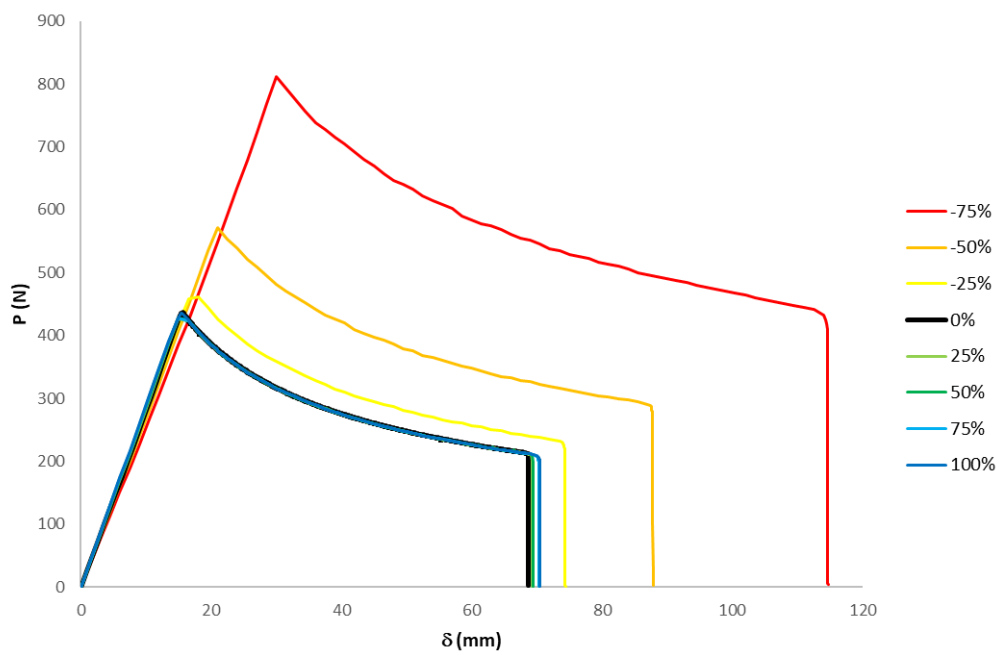


Figura 72 - Ensaio numérico com várias variações de E num provete de $t_A=2,0$ mm

CONCLUSÕES

4 CONCLUSÕES E PROPOSTAS DE TRABALHOS FUTUROS

Esta dissertação foi realizada com o principal objetivo de estudar numericamente o efeito de t_A na tenacidade à tração em provetes DCB, e realizar uma comparação dos resultados obtidos com ensaios experimentais de trabalhos anteriores. O adesivo utilizado neste estudo foi o Sikaforce® 7752-L60.

Os ensaios numéricos reproduziram com grande proximidade as curvas $P-\delta$ experimentais do adesivo. Os valores de $P_{\text{máx}}$ e de $\delta P_{\text{máx}}$ foram bastante próximos dos valores médios registados nos ensaios experimentais, assim como foi possível verificar o seu aumento com t_A . Isto permite concluir que o MDC triangular escolhido para realizar este estudo é adequado para a descrição do comportamento do adesivo à tração.

A propagação da fenda demonstrou um comportamento bastante regular. O estudo da influência individual dos parâmetros do adesivo obteve resultados mistos, já que em alguns casos foi possível verificar uma variação apropriada, mas em outros casos, provavelmente devido a erro numérico, não foi possível determinar a influência com exatidão.

Relativamente a trabalhos futuros, poderão ser abordados os seguintes temas:

- Estudo numérico do efeito de t_A em G_I^c , recorrendo à lei trapezoidal ou utilizando o método inverso;
- Estudo numérico do efeito de t_A do adesivo na tenacidade ao corte ou ao modo misto;
- Estudo numérico do efeito individual da variação dos parâmetros coesivos nas curvas $P-\delta$ do adesivo recorrendo à lei trapezoidal.

REFERÊNCIAS

5 REFERÊNCIAS

- Abaqus® (2013). Documentation. D. Systèmes, Vélizy-Villacoublay.
- Adams, R. D. (2005). Adhesive bonding: science, technology and applications. Amsterdão, Países Baixos, Elsevier.
- Adams, R. D., Comyn, J. e Wake, W. C. (1997). Structural adhesive joints in engineering. London, Chapman & Hall.
- Adams, R. D. e Peppiatt, N. A., 1974. Stress analysis of adhesive-bonded lap joints. The Journal of Strain Analysis for Engineering Design 9(3), 185-196.
- Alfano, G. e Crisfield, M. A., 2001. Finite element interface models for the delamination analysis of laminated composites: mechanical and computational issues. International Journal for Numerical Methods in Engineering 50(7), 1701-1736.
- Allix, O. e Corigliano, A., 1996. Modeling and simulation of crack propagation in mixed-modes interlaminar fracture specimens. International Journal of Fracture 77(2), 111-140.
- Andersson, T. e Stigh, U., 2004. The stress–elongation relation for an adhesive layer loaded in peel using equilibrium of energetic forces. International Journal of Solids and Structures 41(2), 413-434.
- ASTM D3433-99 (2012). Standard Test Method for Fracture Strength in Cleavage of Adhesives in Bonded Metal Joints. ASTM International, West Conshohocken, PA, 2012.
- Azari, S., Papini, M. e Spelt, J. K., 2011. Effect of adhesive thickness on fatigue and fracture of toughened epoxy joints – Part I: Experiments. Engineering Fracture Mechanics 78(1), 153-162.
- Banea, M. D., da Silva, L. F. M. e Campilho, R. D. S. G., 2015. The Effect of Adhesive Thickness on the Mechanical Behavior of a Structural Polyurethane Adhesive. The Journal of Adhesion 91(5), 331-346.
- Banea, M. D., Silva, L. F. M. d. e Campilho, R. D. S. G., 2012. Effect of Temperature on Tensile Strength and Mode I Fracture Toughness of a High Temperature Epoxy Adhesive. Journal of Adhesion Science and Technology 26(7), 939-953.
- Barenblatt, G. I., 1959. The formation of equilibrium cracks during brittle fracture. General ideas and hypotheses. Axially-symmetric cracks. Journal of Applied Mathematics and Mechanics 23(3), 622-636.
- Belytschko, T. e Black, T., 1999. Elastic crack growth in finite elements with minimal remeshing. International Journal for Numerical Methods in Engineering 45(5), 601-620.
- Blackman, B. R. K., Brunner, A. J. e Williams, J. G., 2006. Mode II fracture testing of composites: a new look at an old problem. Engineering Fracture Mechanics 73(16), 2443-2455.
- Campilho, R. D., Banea, M. D., Neto, J. e da Silva, L. F., 2013. Modelling adhesive joints with cohesive zone models: effect of the cohesive law shape of the adhesive layer. International Journal of Adhesion and Adhesives 44, 48-56.

- Campilho, R. D. S. G., Banea, M. D., Chaves, F. J. P. e Silva, L. F. M. d., 2011. eXtended Finite Element Method for fracture characterization of adhesive joints in pure mode I. *Computational Materials Science* 50(4), 1543-1549.
- Campilho, R. D. S. G., Banea, M. D., Neto, J. A. B. P. e da Silva, L. F. M., 2013. Modelling adhesive joints with cohesive zone models: effect of the cohesive law shape of the adhesive layer. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 44, 48-56.
- Campilho, R. D. S. G., Banea, M. D., Pinto, A. M. G., da Silva, L. F. M. e de Jesus, A. M. P., 2011. Strength prediction of single- and double-lap joints by standard and extended finite element modelling. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 31(5), 363-372.
- Campilho, R. D. S. G., De Moura, M. e Domingues, J., 2009. Numerical prediction on the tensile residual strength of repaired CFRP under different geometric changes. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 29(2), 195-205.
- Campilho, R. D. S. G., de Moura, M. F. S. F. e Domingues, J. J. M. S., 2007. Stress and failure analyses of scarf repaired CFRP laminates using a cohesive damage model. *Journal of Adhesion Science and Technology* 21(9), 855-870.
- Campilho, R. D. S. G., de Moura, M. F. S. F. e Domingues, J. J. M. S., 2008. Using a cohesive damage model to predict the tensile behaviour of CFRP single-strap repairs. *International Journal of Solids and Structures* 45(5), 1497-1512.
- Campilho, R. D. S. G., de Moura, M. F. S. F., Pinto, A. M. G., Morais, J. J. L. e Domingues, J. J. M. S., 2009. Modelling the tensile fracture behaviour of CFRP scarf repairs. *Composites Part B: Engineering* 40(2), 149-157.
- Campilho, R. D. S. G., de Moura, M. F. S. F., Ramantani, D. A., Morais, J. J. L. e Domingues, J. J. M. S., 2010. Buckling strength of adhesively-bonded single and double-strap repairs on carbon-epoxy structures. *Composites Science and Technology* 70(2), 371-379.
- Campilho, R. D. S. G., Moura, D. C., Banea, M. D. e da Silva, L. F. M., 2014. Adherend thickness effect on the tensile fracture toughness of a structural adhesive using an optical data acquisition method. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 53, 15-22.
- Campilho, R. D. S. G., Moura, D. C., Banea, M. D. e da Silva, L. F. M., 2015. Adhesive thickness effects of a ductile adhesive by optical measurement techniques. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 57, 125-132.
- Campilho, R. D. S. G., Moura, D. C., Gonçalves, D. J. S., da Silva, J. F. M. G., Banea, M. D. e da Silva, L. F. M., 2013. Fracture toughness determination of adhesive and co-cured joints in natural fibre composites. *Composites Part B: Engineering* 50, 120-126.
- Carlberger, T. e Stigh, U., 2010. Influence of Layer Thickness on Cohesive Properties of an Epoxy-Based Adhesive—An Experimental Study. *The Journal of Adhesion* 86(8), 816-835.
- Chai, H., 1992. Experimental evaluation of mixed-mode fracture in adhesive bonds. *Experimental Mechanics* 32(4), 296-303.
- Chandra, N., Li, H., Shet, C. e Ghonem, H., 2002. Some issues in the application of cohesive zone models for metal–ceramic interfaces. *International Journal of Solids and Structures* 39(10), 2827-2855.
- Chen, J., 2002. Predicting Progressive Delamination of Stiffened Fibre-Composite Panel and Repaired Sandwich Panel by Decohesion Models. *Journal of Thermoplastic Composite Materials* 15(5), 429-442.

- Chen, Z., Adams, R. D. e da Silva, L. F. M., 2011. Prediction of crack initiation and propagation of adhesive lap joints using an energy failure criterion. *Engineering Fracture Mechanics* 78(6), 990-1007.
- Curiel Sosa, J. L. e Karapurath, N., 2012. Delamination modelling of GLARE using the extended finite element method. *Composites Science and Technology* 72(7), 788-791.
- da Silva, L. F., Dillard, D. A., Blackman, B. e Adams, R. D. (2012). *Testing adhesive joints: best practices*. Hoboken, EUA, John Wiley & Sons.
- da Silva, L. F., Öchsner, A. e Adams, R. D. (2011). *Handbook of adhesion technology*. Berlim, Alemanha, Springer Science & Business Media.
- da Silva, L. F. M. e Campilho, R. D. S. G. (2012). *Advances in numerical modeling of adhesive joints*. Berlim, Alemanha, Springer.
- da Silva, L. F. M., de Magalhaes, A. G. e de Moura, M. F. S. (2007). *Juntas adesivas estruturais*, Publindústria Portugal.
- Daudeville, L. e Ladevèze, P., 1993. A damage mechanics tool for laminate delamination. *Composite Structures* 25(1-4), 547-555.
- de Moura, M., Gonçalves, J., Marques, A. e De Castro, P., 2000. Prediction of compressive strength of carbon–epoxy laminates containing delamination by using a mixed-mode damage model. *Composite Structures* 50(2), 151-157.
- de Moura, M. F. S. F., Campilho, R. D. S. G. e Gonçalves, J. P. M., 2008. Crack equivalent concept applied to the fracture characterization of bonded joints under pure mode I loading. *Composites Science and Technology* 68(10), 2224-2230.
- de Moura, M. F. S. F., Campilho, R. D. S. G. e Gonçalves, J. P. M., 2009. Pure mode II fracture characterization of composite bonded joints. *International Journal of Solids and Structures* 46(6), 1589-1595.
- Duan, K., Hu, X. e Mai, Y.-W., 2004. Substrate constraint and adhesive thickness effects on fracture toughness of adhesive joints. *Journal of Adhesion Science and Technology* 18(1), 39-53.
- Dugdale, D. S., 1960. Yielding of steel sheets containing slits. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 8(2), 100-104.
- Ebnesajjad, S. (2010). *Handbook of adhesives and surface preparation: technology, applications and manufacturing*. Norwich, EUA, William Andrew.
- Faneco, T., Campilho, R., Silva, F. e Lopes, R., 2017. Strength and Fracture Characterization of a Novel Polyurethane Adhesive for the Automotive Industry. *Journal of Testing and Evaluation* 45(2), 398-407.
- Fernandes, R. L. e Campilho, R. D. S. G., 2017. Testing different cohesive law shapes to predict damage growth in bonded joints loaded in pure tension. *The Journal of Adhesion* 93(1-2), 57-76.
- Fernlund, G. e Spelt, J. K., 1991. Failure load prediction of structural adhesive joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 11(4), 221-227.
- Flinn, B. D., Lo, C. S., Zok, F. W. e Evans, A. G., 1993. Fracture Resistance Characteristics of a Metal-Toughened Ceramic. *Journal of the American Ceramic Society* 76(2), 369-375.
- Giovanola, J. e Finnie, I., 1984. A review of the use of the J-integral as a fracture parameter. *SM archives* 9(2), 197-225.

- Griffith, A. A., 1921. The Phenomena of Rupture and Flow in Solids. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences* 221(582-593), 163-198.
- Gustafson, P. A. e Waas, A. M., 2009. The influence of adhesive constitutive parameters in cohesive zone finite element models of adhesively bonded joints. *International Journal of Solids and Structures* 46(10), 2201-2215.
- Harris, J. A. e Adams, R. A., 1984. Strength prediction of bonded single lap joints by non-linear finite element methods. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 4(2), 65-78.
- Hua, Y., Crocombe, A. D., Wahab, M. A. e Ashcroft, I. A., 2008. Continuum damage modelling of environmental degradation in joints bonded with EA9321 epoxy adhesive. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 28(6), 302-313.
- Hutchinson, J., 1968. Plastic stress and strain fields at a crack tip. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 16(5), 337-342.
- Imanaka, M., Hamano, T., Morimoto, A., Ashino, R. e Kimoto, M., 2003. Fatigue damage evaluation of adhesively bonded butt joints with a rubber-modified epoxy adhesive. *Journal of Adhesion Science and Technology* 17(7), 981-994.
- Ji, G., Ouyang, Z., Li, G., Ibekwe, S. e Pang, S.-S., 2010. Effects of adhesive thickness on global and local Mode-I interfacial fracture of bonded joints. *International Journal of Solids and Structures* 47(18), 2445-2458.
- Jung Lee, M., Min Cho, T., Seock Kim, W., Chai Lee, B. e Ju Lee, J., 2010. Determination of cohesive parameters for a mixed-mode cohesive zone model. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 30(5), 322-328.
- Kafkalidis, M. S. e Thouless, M. D., 2002. The effects of geometry and material properties on the fracture of single lap-shear joints. *International Journal of Solids and Structures* 39(17), 4367-4383.
- Kattan, P. I. e Voyiadjis, G. Z. (2001). *Damage Mechanics with Finite Elements: Practical Applications with Computer Tools*, Springer Berlin Heidelberg.
- Khoo, T. T. e Kim, H., 2011. Effect of Bondline Thickness on Mixed-Mode Fracture of Adhesively Bonded Joints. *The Journal of Adhesion* 87(10), 989-1019.
- Khoramishad, H., Crocombe, A. D., Katnam, K. B. e Ashcroft, I. A., 2010. Predicting fatigue damage in adhesively bonded joints using a cohesive zone model. *International Journal of Fatigue* 32(7), 1146-1158.
- Leffler, K., Alfredsson, K. S. e Stigh, U., 2007. Shear behaviour of adhesive layers. *International Journal of Solids and Structures* 44(2), 530-545.
- Leitão, A., Campilho, R. e Moura, D. J. E. M., 2016. Shear characterization of adhesive layers by advanced optical techniques. 56(3), 493-506.
- Li, S., Thouless, M. D., Waas, A. M., Schroeder, J. A. e Zavattieri, P. D., 2005. Use of a cohesive-zone model to analyze the fracture of a fiber-reinforced polymer-matrix composite. *Composites Science and Technology* 65(3-4), 537-549.
- Liljedahl, C. D. M., Crocombe, A. D., Wahab, M. A. e Ashcroft, I. A., 2006. Damage modelling of adhesively bonded joints. *International Journal of Fracture* 141(1-2), 147-161.
- Marzi, S., Biel, A. e Stigh, U., 2011. On experimental methods to investigate the effect of layer thickness on the fracture behavior of adhesively bonded joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 31(8), 840-850.

- Mello, A. W. e Liechti, K. M., 2004. The Effect of Self-Assembled Monolayers on Interfacial Fracture. *Journal of Applied Mechanics* 73(5), 860-870.
- Moës, N., Dolbow, J. e Belytschko, T., 1999. A finite element method for crack growth without remeshing. *International Journal for Numerical Methods in Engineering* 46(1), 131-150.
- Mohammadi, S. (2008). *Extended Finite Element Method: for Fracture Analysis of Structures*, Wiley.
- Mollon, V., Bonhomme, J., Viña, J. e Argüelles, A. J. E. S., 2010. Mixed mode fracture toughness: An empirical formulation for GI/GII determination in asymmetric DCB specimens. 32(11), 3699-3703.
- Owens, J. F. P. (1999). *Studies on stiffness and fracture behaviour in adhesively bonded composite-to-metal shear joints*, Tese de Mestrado. Universidade de Nova Brunswick.
- Packham, D. (2005). In *Handbook of adhesion second edition*. Hoboken, EUA, Wiley.
- Pandya, K. C. e Williams, J. G., 2000. Measurement of cohesive zone parameters in tough polyethylene. *Polymer Engineering & Science* 40(8), 1765-1776.
- Panigrahi, S. K. e Pradhan, B., 2007. Three Dimensional Failure Analysis and Damage Propagation Behavior of Adhesively Bonded Single Lap Joints in Laminated FRP Composites. *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 26(2), 183-201.
- Pardoën, T., Ferracin, T., Landis, C. M. e Delannay, F., 2005. Constraint effects in adhesive joint fracture. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 53(9), 1951-1983.
- Petrie, E. M. (2000). *Handbook of adhesives and sealants*. Nova Iorque, EUA, McGraw-Hill.
- Pinto, A. M. G., Magalhães, A. G., Campilho, R. D. S. G., de Moura, M. F. S. F. e Baptista, A. P. M., 2009. Single-Lap Joints of Similar and Dissimilar Adherends Bonded with an Acrylic Adhesive. *The Journal of Adhesion* 85(6), 351-376.
- Raghavan, P. e Ghosh, S., 2005. A continuum damage mechanics model for unidirectional composites undergoing interfacial debonding. *Mechanics of Materials* 37(9), 955-979.
- Rice, J. R., 1968. A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks. *Journal of Applied Mechanics* 35(2), 379-386.
- Rocha, R. e Campilho, R., 2018. Evaluation of different modelling conditions in the cohesive zone analysis of single-lap bonded joints. *The Journal of Adhesion* 94(7), 562-582.
- Shenoy, V., Ashcroft, I. A., Critchlow, G. W. e Crocombe, A. D., 2010. Fracture mechanics and damage mechanics based fatigue lifetime prediction of adhesively bonded joints subjected to variable amplitude fatigue. *Engineering Fracture Mechanics* 77(7), 1073-1090.
- Stigh, U., Alfredsson, K. S., Andersson, T., Biel, A., Carlberger, T. e Salomonsson, K., 2010. Some aspects of cohesive models and modelling with special application to strength of adhesive layers. *International Journal of Fracture* 165(2), 149-162.
- Szekrényes, A., Uj, J. J. C. S. e Technology, 2004. Beam and finite element analysis of quasi-unidirectional composite SLB and ELS specimens. 64(15), 2393-2406.
- Troughton, M. J. (2008). *Handbook of plastics joining: a practical guide*. Hoboken, EUA, William Andrew.

- Turon, A., Costa, J., Camanho, P. P. e Dávila, C. G., 2007. Simulation of delamination in composites under high-cycle fatigue. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 38(11), 2270-2282.
- Volkersen, O., 1938. Die nietkrafteerteilung in zubeanspruchten nietverbindungen konstanten loschonquerschnitten. *Luftfahrtforschung* 15, 41-47.
- Wahab, M. M. A., Ashcroft, I. A., Crocombe, A. D. e Shaw, S. J., 2001. Prediction of fatigue thresholds in adhesively bonded joints using damage mechanics and fracture mechanics. *Journal of Adhesion Science and Technology* 15(7), 763-781.
- Williams, M. L., 1959. The stresses around a fault or crack in dissimilar media. *Bulletin of the Seismological Society of America* 49(2), 199-204.
- Yan, C., Mai, Y.-W. e Ye, L., 2001. Effect of Bond Thickness on Fracture Behaviour in Adhesive Joints. *The Journal of Adhesion* 75(1), 27-44.
- Yang, Q. D. e Thouless, M. D., 2001. Mixed-mode fracture analyses of plastically-deforming adhesive joints. *International Journal of Fracture* 110(2), 175-187.
- Yoshihara, H., 2004. Mode II R-curve of wood measured by 4-ENF test. *Engineering Fracture Mechanics* 71(13-14), 2065-2077.
- Zhu, Y., Liechti, K. M. e Ravi-Chandar, K., 2009. Direct extraction of rate-dependent traction–separation laws for polyurea/steel interfaces. *International Journal of Solids and Structures* 46(1), 31-51.