



Utilização do integral-J para medição da tenacidade à fratura de adesivos estruturais em modo misto

LUÍS FILIPE RIBEIRO NEVES

Junho de 2020

UTILIZAÇÃO DO INTEGRAL-J PARA MEDIÇÃO DA TENACIDADE À FRATURA DE ADESIVOS ESTRUTURAIS EM MODO MISTO

Luís Filipe Ribeiro Neves

1140707

2020

Instituto Superior de Engenharia do Porto

Departamento de Engenharia Mecânica



UTILIZAÇÃO DO INTEGRAL-J PARA MEDIÇÃO DA TENACIDADE À FRATURA DE ADESIVOS ESTRUTURAIS EM MODO MISTO

Luís Filipe Ribeiro Neves

1140707

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.

2020

Instituto Superior de Engenharia do Porto

Departamento de Engenharia Mecânica



JÚRI

Presidente

Professora Doutora Elza Maria Morais Fonseca

Professor Adjunto, ISEP

Orientador

Professor Doutor Raul Duarte Salgueiral Gomes Campilho

Professor Adjunto, ISEP

Arguente

Professor Doutor José Joaquim da Mota Machado

Investigador Pós-Doutoramento, TiTech

AGRADECIMENTOS

Agradeço ao Orientador Científico deste trabalho, Professor Doutor Raul Campilho, pela disponibilidade, apoio e amizade que demonstrou na orientação desta dissertação. A sua colaboração no desenvolvimento do estudo numérico foi um fator determinante para a conclusão da presente dissertação.

Agradeço à minha família, colegas de trabalho, amigos que todos que contribuíram para a minha realização como pessoa.

PALAVRAS CHAVE

Single-Leg Bending, ligação adesiva, mecânica da fratura, tenacidade à fratura, envelope de fratura, integral-J, Método de Elementos Finitos, modelos de dano coesivo.

RESUMO

A utilização de juntas adesivas em diversas aplicações oferece vantagens em relação aos métodos tradicionais tais como a soldadura, brasagem, ligações aparafusadas e rebitadas. De facto, as juntas adesivas apresentam uniões mais leves, melhor comportamento na presença de cargas cíclicas ou de fadiga, permitem a ligação de materiais diferentes naturezas e apresentam melhores distribuições de tensões nas zonas unidas. De forma a dimensionar corretamente ligações adesivas, é importante conseguir prever com precisão a sua resistência mecânica e respetivas propriedades de fratura (taxa crítica de libertação de energia de deformação à tração, G_{IC} , e corte, G_{IIC}). Estas propriedades são obtidas com recurso da mecânica da fratura, através de análises energéticas. Para este efeito, distinguem-se três tipos de modelos: modelos que necessitam da medição do comprimento de fenda durante a propagação do dano, modelos que utilizam um comprimento de fenda equivalente e métodos baseados no integral J. Como geralmente as solicitações ocorrem em modo misto (tração e corte em simultâneo), é de grande importância a medição das taxas de libertação de energia relativamente a diferentes critérios ou envelopes de fratura.

Este trabalho é iniciado tendo por base um estudo experimental, realizado numa dissertação anterior, e um estudo numérico, correspondente à presente dissertação, onde foram modelados provetes *Single-Leg Bending* (SLB) em juntas onde se aplicaram três tipos de adesivos, de forma a estudar e comparar as suas propriedades de fratura. Numericamente obtiveram-se as curvas carga aplicada vs. deslocamento ($P-\delta$) e aplicou-se o modelo do integral-J para redução da taxa de libertação de energia de deformação à tração, G_I , e corte, G_{II} . Após esta fase iniciou-se a discussão dos resultados, onde se compararam os resultados numéricos com os resultados experimentais. Os elementos utilizados para comparação foram as curvas $P-\delta$, G_I , G_{II} , e o enquadramento de G_I e G_{II} nos envelopes de fratura de cada adesivo. Em geral, foi obtida uma concordância bastante boa nos resultados obtidos. Os ensaios numéricos permitiram retratar o comportamento verificado nos ensaios experimentais e validar os critérios de propagação através da análise dos resultados experimentais, comprovando que o integral J é um método eficaz na medição da energia de fratura.

KEYWORDS

Single-Leg Bending, adhesive joint, fracture mechanics, fracture toughness, fracture envelope, J-integral, Finite Element Method, cohesive zone models.

ABSTRACT

The use of adhesive joints in several applications offers advantages over traditional methods such as welding, brazing, fastening and riveting. In fact, the adhesive joints have less weight, better behaviour in the presence of cyclic or fatigue loads, allow the connection of different materials and have better stress distributions in the bonded areas. In order to correctly design adhesive joints, it is important to be able to accurately predict their mechanical strength and respective fracture properties (critical strain energy release rate in tension, G_{IC} , and shear, G_{IIC}). These properties are obtained using fracture mechanics, through energy analyses. For this purpose, three types of models are distinguished: models that require the measurement of the crack length during damage propagation, models that use an equivalent crack length and methods based on the J integral. As loadings generally occur in mixed mode (simultaneous occurrence of tension and shear), it is highly important to measure the strain energy release rates in relation to different fracture criteria or envelopes.

This work is initiated based on an experimental study, carried out in a previous dissertation, and a numerical study, corresponding to the present dissertation, where Single-Leg Bending (SLB) test specimens were modelled in joints where three types of adhesives were applied, in order to study and compare their fracture properties. Numerically, load vs. displacement (P - δ) curves were obtained and the J-integral model was applied to estimate the strain energy release rate in tension, G_I , and shear, G_{II} . After this phase, the discussion of the results started, where the numerical results were compared with the experimental results. The elements used for comparison were the P - δ curves, G_I , G_{II} , and the framing of G_I and G_{II} in the fracture envelopes of each adhesive. In general, a very good agreement was obtained on the results obtained. The numerical tests allowed to portray the behaviour verified in the experimental tests and to validate the propagation criteria through the analysis of the experimental results, proving that the J integral is an effective method in the measurement of fracture energy.

LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS

Lista de Abreviaturas

4-ENF	<i>Four-Point End-Notched Flexure</i>
ADCB	<i>Asymmetric Double-Cantilever Beam</i>
ATDCB	<i>Asymmetric Tapered Double-Cantilever Beam</i>
CBBM	<i>Compliance-Based Beam Method</i>
CBT	<i>Corrected Beam Theory</i>
CCC	<i>Co-ordinate Conversion Control</i>
CCM	<i>Compliance Calibration Method</i>
CFRP	<i>Carbon Fiber Reinforced Polymer</i>
CSD	<i>Crack Shear Displacement</i>
CT	<i>Compact Tension</i>
DCB	<i>Double-Cantilever Beam</i>
DCB	<i>Double-Cantilever Beam</i>
ELS	<i>End-Loaded Split</i>
ENF	<i>End-Notched Flexure</i>
ENF	<i>End-Notched Flexure</i>
HRR	<i>Hutchinson-Rice-Rosengreen</i>
JSS	<i>Junta de Sobreposição Simples</i>
MDC	<i>Modelo de Dano Coesivo</i>
MEF	<i>Métodos de Elementos Finitos</i>
MEFX	<i>Método de Elementos Finitos eXtendido</i>
MFLE	<i>Mecânica da Fratura Linear Elástica</i>

MMB	<i>Mixed-Mode Bending</i>
MMF	<i>Mixed-Mode Flexure</i>
NR	Borracha Natural
PCP	Policloropreno
RP	<i>Reference Point</i>
SENB	<i>Single-Edge Notched Bending</i>
SENF	<i>Stabilized End-Notched Flexure</i>
SIS	Estireno-Isopreno-Estireno
SLB	<i>Single-Leg Bending</i>
TDCB	<i>Tapered Double Cantilever Beam</i>
TFFV	Técnica do Fecho da Fenda Virtual

Lista de Símbolos

a	Comprimento da fenda
A	Área delimitada pelo contorno
A	Constante determinada experimentalmente
a_0	Comprimento inicial da fenda
A_1	Rigidez axial do substrato 1
A_2	Rigidez axial do substrato 2
$a_{55,1}; a_{55,2}$	Flexibilidades de flexão
a_e, a_{eq}	Comprimento de fenda equivalente
A_i	Rigidez axial do substrato i
A_i	Área de secção transversal do segmento i

B	Largura
B	Largura do substrato
B	Constante determinada experimentalmente
C	Flexibilidade
C	Metade da espessura da viga
C_0	Flexibilidade inicial
D	Rigidez à flexão da junta adesiva
D_1	Rigidez à flexão do substrato 1
$d_{11,1}; d_{11,2}$	Flexibilidades de corte
D_2	Rigidez à flexão do substrato 2
E	Módulo de elasticidade/ Módulo de elasticidade longitudinal
E_1	Módulo de Young do substrato 1
E_{11}	Módulo de elasticidade na direção do comprimento do provete
E_{33}	Módulo de elasticidade na direção da largura do provete
E_f	Módulo de flexão
E_L	Módulo longitudinal de curvatura
F_T	Esforço transversal
F_{w1}, F_{w2}	Parâmetros para obtenção da flexibilidade dos aderentes
G	Módulo de elasticidade transversal
G_{13}	Módulo de corte
G_c	Taxa de libertação de energia crítica
G_I	Taxa de libertação de energia em modo I
G_{IC}	Taxa de libertação de energia crítica em modo I

G_{II}	Taxa de libertação de energia em modo II
G_{IIC}	Taxa de libertação de energia crítica em modo II
G_{int}	Fator térmico e mecânico relativo à taxa de libertação de energia
G_S	Taxa total de libertação de energia de corte
G_T	Fator referente às tensões internas na análise da taxa de libertação de energia
G_T	Equação de Irwin-Kies
H	Altura do substrato
I	Segundo momento de inercia
J_I	Taxa de libertação de energia em modo I (integral-J)
$J_{I/II}$	Taxa de libertação de energia em modo misto (integral-J)
J_{II}	Taxa de libertação de energia em modo II (integral-J)
k	Fator de correção de corte
K_{IC}	Tenacidade à fratura em modo I
K_{IIC}	Tenacidade à fratura em modo II
L	Comprimento do provete
L_0	Comprimento de sobreposição
M_1	Momento de flexão equivalente no substrato 1
M_2	Momento de flexão equivalente no substrato 2
M_f	Momento de flexão
M_I	Momento de flexão no modo I
M_{II}	Momento de flexão no modo II
n_j	Vetor normal externo do contorno
P	Carga aplicada

P_c	Carga crítica
P_{max}, P_m	Carga máxima
Q_1	Força de corte aplicada ao substrato 1
Q_2	Força de corte aplicada ao substrato 2
Q_T	Força de corte resultante
R	Rácio entre o módulo de elasticidade do substrato 1 e 2
T	150% da carga máxima necessária para iniciar a fenda
t_1	Espessura do substrato 1
t_2	Espessura do substrato 2
t_A	Espessura do adesivo
t_n^0, t_n	Resistência coesiva à tração
t_p	Espessura do substrato
t_s^0, t_s	Resistência coesiva ao corte
U	Energia de deformação interna do sólido
$u_{i,k}$	Vetor de deslocamento
V_i	Carga transversal do segmento i
W	Comprimento do provete desde o ponto de aplicação da carga/ Largura efetiva do provete
w	Separação normal
w_0	Separação normal local entre os dois aderentes na seção transversal da extremidade da fenda
W_f	Forças externas
Wn_K	Densidade de energia de deformação

δ_0	Deslizamento tangencial local entre os dois aderentes na secção transversal da extremidade da fenda
δ_{ij}	Tensor de Kronecker
δ_{Pmax}	Deslocamento aquando atingida a carga máxima
δ_{Pmax}	Deslocamento de rotura
θ_p	Rotação relativa entre os dois aderentes na linha de carregamento
λ	Rácio entre as espessuras dos substratos 1 e 2
σ	Tensão normal
ζ_1	Parâmetros de simplificação do substrato 1
ζ_2	Parâmetros de simplificação do substrato 2
σ_{ij}	Tensor de tensão
σ_y	Tensão de cedência
τ	Tensão de corte/ Tensão tangencial
δ	Deslocamento/ Deslizamento tangencial
δ_n	Deslocamento normal
δ_n^0	Deslocamento normal no início de degradação
δ_s	Deslocamento de corte
δ_s^0	Deslocamento de corte de início de degradação
ν	Coeficiente de Poisson

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1 – Comportamento de ligações rebitadas e ligações adesivas (adaptado de [2])	7
Figura 2 - Ligação adesiva (adaptado de [5])	8
Figura 3 - Carro Lotus Elise [7]	9
Figura 4 – Ligações adesivas no Mercedes CLS [8]	9
Figura 5 – Identificação de ligações adesivas na aeronave Airbus A-380 [5]	10
Figura 6 - Interligação entre indústria madeireira e construção civil [10, 11].....	10
Figura 7 - Principais componentes de um sapato [13]	11
Figura 8 - Ligações adesivas presentes na indústria de veículos sobre carris [14]	12
Figura 9 – 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 [29])	16
Figura 10 – Modelo coesivo triangular [41, 42].....	17
Figura 11 – Geometria do provete DCB [55]	19
Figura 12 – Geometria do provete ENF [55].....	20
Figura 13 – 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) [71]	22
Figura 14 - Modos fundamentais de rotura [75]	22
Figura 15 - Esquema do ensaio DCB [77].....	23
Figura 16 – Esquema do ensaio TDCB [79]	24
Figura 17 - Esquema do ensaio CT [78]	24
Figura 18 - Esquema do ensaio SENB [78]	25
Figura 19 - Esquema do ensaio ENF [79]	26
Figura 20 - Esquema do ensaio 4-ENF [2].....	26
Figura 21 - Esquema do ensaio ELS (adaptado de [78])	27
Figura 22 - Esquema do ensaio SENF [85]	28
Figura 23 - Esquema do ensaio ADCB [87]	28
Figura 24 - Esquema do ensaio ATDCB [79]	29
Figura 25 - Esquema do ensaio MMB (a) Provete e solicitações do ensaio, (b) Esquema do <i>setup</i> [75] ...	29
Figura 26 – Esquema do ensaio SLB [96]	30

Figura 27 - Esquema de redução para a partição dos modos [96]	33
Figura 28- Decomposição dos modos de rotura na extremidade da fenda [103].	38
Figura 29 - Sistema de referência para o integral-J-3D [107]	41
Figura 30 - Decomposição de tensão e caminho de integração para o provete SLB [107]	41
Figura 31 - Caminho de integração para provetes ENF [107].....	42
Figura 32 - Leis $G_{IC} - \delta_n$ representativas para cada adesivo testado e respetivas aproximações polinomiais (adaptado de [112])	46
Figura 33 - Leis $t_n - \delta_n$ ou MDC representativas para cada adesivo testado e leis MDC simplificadas [112]	47
Figura 34 - Gráfico de $G_{II} - \delta_s$ para cada provete testado para cada adesivo: curva obtidas experimentalmente e curvas com ajuste polinomial (adaptado de [113]).....	48
Figura 35 – Comparação representativa das curvas $t_s - \delta_s$ para cada adesivo com as leis MDC simplificadas, adaptado de [113])	49
Figura 36 - Gráfico de $G_I - \delta_n$ (a) e $G_{II} - \delta_s$ (b) para cada adesivo testado e respetiva aproximação polinomial, adaptado de [114].....	49
Figura 37 – Comparação das curvas $t_n - \delta_n$ (a) e $t_s - \delta_s$ (b) para cada um dos adesivos, adaptado de [114]).	50
Figura 38 – Curvas $P - \delta$ numéricas e experimentais obtidas para juntas JSS considerando as leis coesivas triangular, trapezoidal e linear-exponencial: Araldite® AV138 e $L_0=25$ mm (a), Araldite® 2015 e $L_0=37.5$ mm (b) e Sikaforce® 7752 e $L_0=12.5$ mm (c) [115].....	50
Figura 39 – Comparação entre os valores numéricos e experimentais de P_m em função de L_0 para juntas JSD considerando os adesivos Araldite® AV138 (a), Araldite® 2015 (b) e Sikaforce® 7752 (c) [114]51	51
Figura 40 - Geometria do provete SLB [1]	58
Figura 41 - Ciclo térmico aplicado às placas de compósito [1]	59
Figura 42 - Aspeto final de um provete para ensaio [1]	60
Figura 43 – Curvas $P - \delta$ dos adesivos a) Araldite® AV138, b) Araldite® 20015 e c) Sikaforce® 7752 [1]	61
Figura 44 - Curvas R obtidas pela abordagem de Ji et al. [110] para os modos I e II dos adesivos a) Araldite® AV138, b) Araldite® 2015 e c) Sikaforce® 7752 [1]	62
Figura 45 - Curvas R obtidas pela abordagem de Williams [99] para os modos I e II dos adesivos a) Araldite® AV138, b) Araldite® 2015 e c) Sikaforce® 7752 [1]	63
Figura 46 - Envelopes de fratura dos adesivos a) Araldite® AV138, b) Araldite® 2015 e c) Sikaforce® 7752 [1].....	64
Figura 47 – Leis coesivas no modo I dos adesivos a) Araldite® AV138, b) Araldite® 2015 e c) Sikaforce® 7752 [1].....	65

Figura 48 - Leis coesivas no modo II dos adesivos a) Araldite® AV138, b) Araldite® 2015 e c) Sikaforce® 7752 [1].....	66
Figura 49 - Valores médios de P_{max} e δ_{max} para cada um dos adesivos [1].....	67
Figura 50 - Valores médios de J_I e J_{II} para cada um dos adesivos estudados [1].....	67
Figura 51 - Valores médios das máximas tensões à tração e corte para cada adesivo [1].....	68
Figura 52 – Provette SLB com representação dos punções.....	69
Figura 53 - Configuração <i>damage evolution</i> (adesivo Sikaforce® 7752)	69
Figura 54 – Configuração da incrementação do módulo <i>step</i>	70
Figura 55 – Outras configurações do módulo <i>step</i>	70
Figura 56 - Condições de contacto	70
Figura 57 – Definição de condições fronteira.....	71
Figura 58 - Definição da malha e as respetivas zonas de refinamento no provete SLB	71
Figura 59 - MDC triangular implementado no <i>software</i> ABAQUS®	72
Figura 60 - Curvas P - δ obtidas numericamente para o adesivo Araldite® AV138.....	75
Figura 61 - Comparação entre a curva P - δ experimental com a numérica do provete 2 do adesivo Araldite® AV138.....	75
Figura 62 - Comparação entre a curva P - δ experimental com a numérica do provete 3 do adesivo Araldite® AV138.....	76
Figura 63 - Curvas R numéricas obtidas para o provete 2 do adesivo Araldite® AV138	77
Figura 64 - Curvas R numéricas obtidas para o provete 3 do adesivo Araldite® AV138	77
Figura 65 - Curvas P - δ obtidas numericamente para o adesivo Araldite® 2015	79
Figura 66 - Comparação entre a curva P - δ experimental com a numérica do provete 3 do adesivo Araldite® 2015	79
Figura 67 - Comparação entre a curva P - δ experimental com a numérica do provete 4 do adesivo Araldite® 2015	80
Figura 68 - Curvas R numéricas obtidas para o provete 3 do adesivo Araldite® 2015	81
Figura 69 - Curvas R numéricas obtidas para o provete 4 do adesivo Araldite® 2015	81
Figura 70 - Curvas P - δ obtidas numericamente para o adesivo Sikaforce® 7752	83
Figura 71 - Comparação entre a curva P - δ experimental com a numérica do provete 3 do adesivo Sikaforce® 7752.....	83
Figura 72 - Comparação entre a curva P - δ experimental com a numérica do provete 7 do adesivo Sikaforce® 7752.....	83

Figura 73 - Curvas R numéricas obtidas para o provete 3 do adesivo Sikaforce® 7752	85
Figura 74 - Curvas R numéricas obtidas para o provete 7 do adesivo Sikaforce® 7752	85
Figura 75 - Envelope de fratura numérico para o adesivo Araldite® AV138	86
Figura 76 - Envelope de fratura experimental obtidos por vários modelos para o adesivo Araldite® AV138, adaptado de [120].....	86
Figura 77 – Envelope de fratura numérico para o adesivo Araldite® 2015	87
Figura 78 – Envelope de fratura experimental obtidos por vários modelos para o adesivo Araldite® 2015, adaptado de [120].....	87
Figura 79 - Envelope de fratura numérico para o adesivo Sikaforce® 7752.....	88
Figura 80 - Envelope de fratura experimental obtidos por vários modelos para o adesivo Sikaforce® 7752, adaptado de [120].....	88
Figura 81 - Análise de sensibilidade ao parâmetro G_{IC} no adesivo Araldite® AV138.....	89
Figura 82 - Análise de sensibilidade ao parâmetro G_{IIC} no adesivo Araldite® AV138.....	89
Figura 83 - Análise de sensibilidade ao parâmetro G_{IC} e G_{IIC} no adesivo Araldite® AV138.....	90
Figura 84 - Análise de sensibilidade ao parâmetro t_n^0 no adesivo Araldite® AV138	90
Figura 85 - Análise de sensibilidade ao parâmetro t_s^0 no adesivo Araldite® AV138	90
Figura 86 - Análise de sensibilidade ao parâmetro t_n^0 e t_s^0 no adesivo Araldite® AV138	91
Figura 87 - Análise de sensibilidade de todos os parâmetros (G_I , G_{II} , t_n^0 e t_s^0) no adesivo Araldite® AV138	91
Figura 88 - Análise de sensibilidade ao parâmetro G_{IC} no adesivo Araldite® 2015	92
Figura 89 - Análise de sensibilidade ao parâmetro G_{IIC} no adesivo Araldite® 2015	92
Figura 90 - Análise de sensibilidade ao parâmetro G_{IC} e G_{IIC} no adesivo Araldite® 2015	93
Figura 91 - Análise de sensibilidade ao parâmetro t_n^0 no adesivo Araldite® 2015.....	93
Figura 92 - Análise de sensibilidade ao parâmetro t_s^0 no adesivo Araldite® 2015	94
Figura 93 - Análise de sensibilidade ao parâmetro t_n^0 e t_s^0 no adesivo Araldite® 2015	94
Figura 94 - Análise de sensibilidade de todos os parâmetros (G_I , G_{II} , t_n^0 e t_s^0) no adesivo Araldite® 2015	94
Figura 95 -Análise de sensibilidade ao parâmetro G_{IC} no adesivo Sikaforce® 7752	95
Figura 96 - Análise de sensibilidade ao parâmetro G_{IIC} no adesivo Sikaforce® 7752	95
Figura 97 - Análise de sensibilidade ao parâmetro G_{IC} e G_{IIC} no adesivo Sikaforce® 7752	96
Figura 98 - Análise de sensibilidade ao parâmetro t_n^0 no adesivo Sikaforce® 7752.....	96
Figura 99 - Análise de sensibilidade ao parâmetro t_s^0 no adesivo Sikaforce® 7752	97

Figura 100 - Análise de sensibilidade ao parâmetro t_n^0 e t_s^0 no adesivo Sikaforce® 7752	97
Figura 101 - Análise de sensibilidade de todos os parâmetros (G_I , G_{II} , t_n^0 e t_s^0) no adesivo Sikaforce® 7752	98

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 1 – Tipologia de adesivos utilizados no fabrico de sapatos, adaptado de [12].....	11
Tabela 2 – Valores de G_{IC} (N/mm) obtidos para os adesivos Araldite® AV138, Araldite® 2015 e Sikaforce® 7888, adaptado de [112].....	46
Tabela 3 – Valores de G_{IIC} [N/mm] obtidos para os adesivos Araldite® AV138, Araldite® 2015 e Sikaforce® 7888, adaptado de [113].....	48
Tabela 4 - Propriedades elásticas ortotrópicas do compósito reforçado com fibras de carbono, com as fibras alinhadas unidireccionalmente na direção x [1].....	55
Tabela 5 - Propriedades mecânicas e de fratura do adesivo Araldite® AV138 [1]	56
Tabela 6 - Propriedades mecânicas e de fratura do adesivo Araldite® 2015 [1].....	57
Tabela 7 - Propriedades mecânicas e de fratura do adesivo Sikaforce® 7752 [1].....	58
Tabela 8 - Valores de P_{max} e δ_{Pmax} do adesivo Araldite® AV138 registados numericamente e variação em relação aos respetivos valores registados experimentalmente.....	74
Tabela 9 - Valores de G_I e G_{II} do adesivo Araldite® AV138 registados numericamente e variação em relação aos respetivos valores registados experimentalmente	76
Tabela 10 - Valores de P_{max} e δ_{Pmax} do adesivo Araldite® 2015 registados numericamente e variação em relação aos respetivos valores registados experimentalmente.....	78
Tabela 11 - Valores de G_I e G_{II} do adesivo Araldite® 2015 registados numericamente e variação em relação aos respetivos valores registados experimentalmente	80
Tabela 12 - Valores de P_{max} e δ_{Pmax} do adesivo Sikaforce® 7752 registados numericamente e variação em relação aos respetivos valores registados experimentalmente.....	82
Tabela 13 - Valores de G_I e G_{II} do adesivo Sikaforce® 7752 registados numericamente e variação em relação aos respetivos valores registados experimentalmente	84

ÍNDICE

1	INTRODUÇÃO	3
1.1	CONTEXTUALIZAÇÃO.....	3
1.2	OBJETIVOS.....	3
1.3	ORGANIZAÇÃO DO RELATÓRIO	4
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	7
2.1	CARACTERIZAÇÃO DAS JUNTAS ADESIVAS.....	7
2.1.1	Aplicações das juntas adesivas	9
2.1.2	Vantagens e desvantagens	12
2.2	PREVISÃO DE RESISTÊNCIA.....	13
2.2.1	Mecânica dos meios contínuos	14
2.2.2	Mecânica da fratura	15
2.2.3	Modelos de dano coesivo.....	16
2.2.4	Mecânica do dano	20
2.2.5	Método dos Elementos Finitos Extendido	21
2.3	ENSAIOS DE CARACTERIZAÇÃO À FRATURA.....	22
2.3.1	Fratura em tração (modo I)	23
2.3.2	Fratura em corte (modo II).....	25
2.3.3	Fratura em modo misto (modo I+II)	28
2.4	ENSAIO <i>SINGLE-LEG BENDING</i> (SLB)	30
2.4.1	Caracterização do ensaio.....	30
2.4.2	Métodos para determinação da energia de fratura.....	30
2.5	MODELAÇÃO DE JUNTAS ADESIVAS PELO MÉTODO DIRETO	45
2.5.1	Leis MDC e G_{IC} calculados através dos métodos convencionais e com o integral-J	45
2.5.2	Leis MDC e G_{IIC} calculados através dos métodos convencionais e com o integral-J	47

2.5.3	Leis MDC e G_{IC} e G_{IIC} calculados pelo integral-J para JSS e JSD	49
3	DESENVOLVIMENTO	55
3.1	TRABALHO EXPERIMENTAL	55
3.1.1	Materiais utilizados	55
3.1.2	Geometria das juntas	58
3.1.3	Processo de fabrico	59
3.1.4	Ensaio das juntas	60
3.1.5	Resultados obtidos	61
3.2	TRABALHO NUMÉRICO.....	68
3.2.2	Modelo de dano coesivo triangular.....	72
3.2.3	Validação das leis coesivas em modo misto.....	73
3.2.4	Validação dos critérios de propagação em modo misto	85
3.2.5	Análise de sensibilidade aos parâmetros coesivos.....	88
4	CONCLUSÕES.....	101
5	REFERÊNCIAS.....	105

INTRODUÇÃO

- 1.1 CONTEXTUALIZAÇÃO
- 1.2 OBJETIVOS
- 1.3 ORGANIZAÇÃO DO RELATÓRIO

1 INTRODUÇÃO

1.1 Contextualização

Atualmente, as juntas adesivas são utilizadas numa grande variedade de aplicações, apresentando diversas vantagens relativamente a outros processos de união. Para obter o melhor desempenho com a utilização das juntas adesivas em estruturas, é essencial ter conhecimento das propriedades mecânicas e de fratura dos adesivos a utilizar. Existem diversos métodos para prever a resistência das juntas adesivas, como realização de ensaios experimentais e modelação numérica. A modelação numérica é normalmente baseada no método de elementos finitos (MEF), que permite analisar o comportamento das juntas adesivas aos diversos modos de carregamento a que poderão ser sujeitos, e estudar as suas propriedades de fratura. O estudo destas propriedades é muito relevante para realização da previsão da resistência de juntas adesivas. Conhecer a natureza das tensões é um ponto crucial, pois neste tipo de ligações é comum a junta estar solicitada à tração e ao corte. Na maioria dos casos estes dois tipos de solicitação ocorrem simultaneamente, provocando uma solicitação em modo misto. Os modelos de dano coesivo, associados a uma análise de elementos finitos, usam parâmetros da mecânica da fratura, tais como a G_{IC} , e G_{IIC} , para a previsão de resistência de juntas adesivas. Além destes parâmetros, existem diversos critérios de fratura que podem ser usados para promover a propagação do dano, pelo que se torna necessário ter conhecimento do critério que melhor se adequa ao adesivo em estudo. Após o conhecimento destes parâmetros, os modelos de dano coesivo podem ser usados para previsão da resistência de juntas adesivas, sem recorrer a ensaios experimentais.

1.2 Objetivos

O objetivo desta dissertação é a análise da taxa de libertação de energia (propriedade relacionada com a mecânica da fratura, relativa à capacidade de um material resistir à propagação de uma fenda provocada por esforços externos) através da utilização do integral-J. Para este efeito, considerou-se a modelação de provetes *Single-Leg Bending* (SLB) para realização de um estudo numérico sob efeitos de modo misto (tração e corte em simultâneo). Foram considerados substratos de matriz polimérica reforçados com fibra de carbono e, para união dos aderentes, três tipos de adesivos (frágil, moderadamente dúctil e dúctil). Através deste estudo numérico do ensaio SLB, é

possibilitada a caracterização da taxa de libertação de energia dos diferentes tipos de adesivo sobre dois modos de carregamento, modo I (G_I) e modo II (G_{II}). Através dos resultados obtidos pelos ensaios numéricos realizados, são criadas curvas $P-\delta$ que servem de base à análise dos resultados a efetuar. Esta análise consiste na validação das leis coesivas em modo misto obtidas num trabalho anterior [1]. A validação dos resultados é feita através da comparação das curvas $P-\delta$, G_I e G_{II} entre os resultados obtidos no estudo anterior (componente experimental) e o estudo numérico desenvolvido nesta dissertação. A validação dos critérios de propagação numéricos é conseguida através dos envelopes de fratura, que permitem situar os valores de G_I e G_{II} obtidos relativamente aos de modo puro (G_{IC} e G_{IIC} , respetivamente) e determinar qual o critério de propagação em modo misto mais adequado. Após selecionar o critério de propagação que melhor se adequa, são realizadas comparações entre critérios de propagação obtidos por diversos modelos para determinação da energia de fratura. Após este estudo foi feita uma análise de sensibilidade a G_{IC} , G_{IIC} , leis coesivas à tração (t_n^0) e as leis coesivas ao corte (t_s^0), com o objetivo de perceber a influência destes parâmetros nas curvas $P-\delta$.

1.3 Organização do relatório

A presente dissertação encontra-se estruturada da seguinte forma:

Capítulo 1- No capítulo 1 estão descritas a contextualização, os objetivos e a organização deste relatório.

Capítulo 2- Neste capítulo é feita uma revisão bibliográfica relativa à caracterização das juntas adesivas, a sua aplicação, vantagens/desvantagens, os métodos para previsão da resistência de juntas adesivas, onde se incluem os modelos de dano coesivo, os ensaios de caracterização à fratura nos modos puros e modo misto (o ensaio *Single-Leg Bending* ou SLB como objeto de estudo) e, por último, a abordagem a outros trabalhos onde se utilizou o integral-J para estimativa dos respetivos valores de G_I e G_{II} .

Capítulo 3- Este capítulo está dividido em duas partes. A primeira corresponde ao trabalho experimental, realizada num estudo anterior [1] e a segunda é o trabalho numérico desenvolvido na presente dissertação. Na primeira parte são abordados de forma sucinta o procedimento do trabalho experimental, englobando os materiais utilizados, a geometria das juntas, o processo de fabrico, o ensaio das juntas e a análise dos resultados (curvas $P-\delta$, curvas R , envelopes de fratura e as leis coesivas). A segunda parte consiste na análise numérica, cujo objetivo é reproduzir o comportamento experimental dos provetes. O trabalho numérico abrange os seguintes pontos: as condições da análise numérica, a forma da lei coesiva utilizada, a validação das leis coesivas e critérios de propagação em modo misto e, por último, a análise de sensibilidade aos parâmetros coesivos.

Capítulo 4- São apresentadas neste capítulo as conclusões retiradas neste trabalho.

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

- 2.1 CARACTERIZAÇÃO DAS JUNTAS ADESIVAS
- 2.2 PREVISÃO DE RESISTÊNCIA
- 2.3 ENSAIOS DE CARACTERIZAÇÃO À FRATURA
- 2.4 ENSAIO SINGLE-LEG BENDING (SLB)
- 2.5 MODELAÇÃO DE JUNTAS ADESIVAS PELO MÉTODO DIRETO

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Caracterização das juntas adesivas

Os adesivos têm sido usados desde há milhares de anos, mas, até 100 anos atrás, a grande maioria era de produtos naturais, como ossos, peles, peixes, leite e plantas. Desde o início do século XX, foram introduzidos adesivos baseados em polímeros sintéticos, e hoje existem muitos usos industriais de adesivos. É difícil imaginar um produto em casa, na indústria, no transporte ou em qualquer outro lugar, que não sejam utilizados adesivos [2].

As juntas adesivas são uma alternativa crescente às juntas mecânicas em aplicações de engenharia e oferecem muitas vantagens em relação aos sistemas de fixação mecânicos convencionais. De facto as juntas adesivas proporcionam uma distribuição de tensão mais uniforme ao longo da área de aplicação do adesivo, o que permite ter uma maior rigidez e transmissão de carga, reduzindo o peso e portanto o custo [2].

A Figura 1 representa o comportamento entre uma junta rebitada e uma junta adesiva.

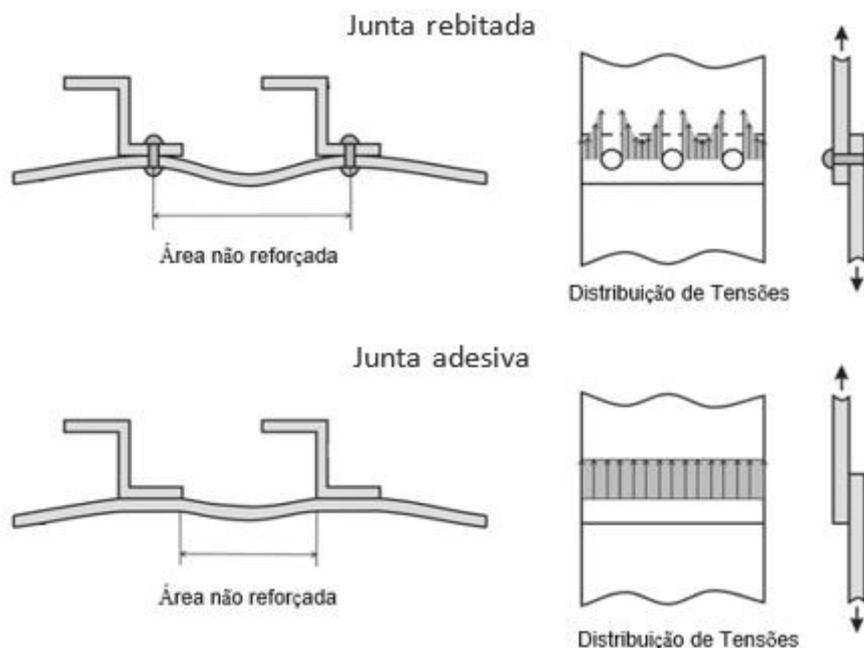


Figura 1 – Comportamento de ligações rebitadas e ligações adesivas (adaptado de [2])

Um adesivo define-se como um material que, quando aplicado a superfícies de materiais, pode uni-los e resistir à sua separação. Um adesivo estrutural é um material

que pode resistir a cargas substanciais e que é responsável pela resistência e rigidez da estrutura [3]. A resistência ao corte poderá variar de 5 MPa para um poliuretano a 50 MPa para um epóxico [2].

Os materiais a serem colados são chamados de substratos. No entanto, após a colagem, o termo geralmente usado é aderente.

Os adesivos funcionam por fenômenos de adesão e coesão. A adesão é a atração entre substâncias de diferentes moléculas, resultantes de forças intermoleculares que estabelecem entre elas. Este conceito é diferente daquele de coesão, que envolve apenas forças intermoleculares entre a mesma substância. As forças intermoleculares que existem na adesão e coesão são principalmente forças do tipo *van der Waals*. Fenômenos mecânicos, elétricos e de difusão também podem ocorrer no nível de adesão [4].

A interfase possui características químicas e físicas diferentes das do adesivo ou aderente. A natureza da interfase é um fator crítico na determinação das propriedades mecânicas da ligação adesiva. A interface, diferente da interfase, é um plano de contato entre a superfície e os dois materiais. A interface também é designada pela camada limite. Na interfase, poderá haver várias interfaces entre diferentes materiais localizados entre o adesivo e o aderente. A junta é toda a parte formada pelos aderentes, o adesivo, o primário (se presente), e as interfaces e interfaces associadas a ele, como mostrado na Figura 2.

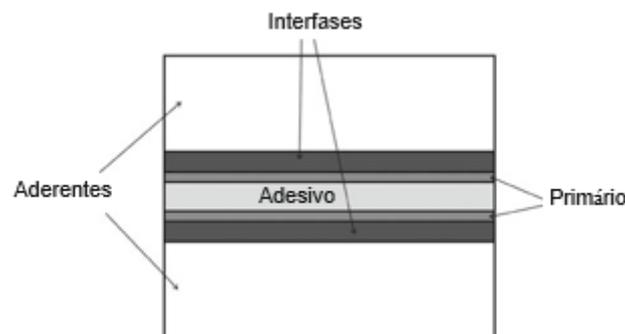


Figura 2 - Ligação adesiva (adaptado de [5])

A resistência de uma junta adesiva é determinada principalmente pelas características mecânicas dos materiais que constituem a ligação, comprimento da ligação e tensões residuais no seio da junta [6].

Quando se realiza o projeto de uma junta adesiva, existe a necessidade de ponderar os materiais a utilizar, as suas propriedades físicas e mecânicas, e também as condições de cura que serão empregues. Outra questão considerada na conceção de juntas prende-se com os custos da produção, que dependem do material utilizado e da complexidade da geometria de junta.

2.1.1 Aplicações das juntas adesivas

As aplicações relacionadas aos adesivos são hoje muito diversas e podem ser encontradas em praticamente todos os tipos de indústria. A indústria aeronáutica é um dos precursores dessa tecnologia e usa cada vez mais as juntas adesivas são utilizadas como processo de ligação nas aeronaves. A indústria ferroviária e automóvel são outro exemplo onde são utilizadas ligações adesivas para produzir veículos mais leves [2]. Na Figura 3 pode ver-se um Lotus Elise, carro que devido ao uso de ligações adesivas e de materiais leves consegue um peso reduzido.



Figura 3 - Carro Lotus Elise [7]

Apresentado pela *Automotive Manufacturing Solutions* [8], pode-se observar na Figura 4 um automóvel onde são aplicados cerca de 90 m lineares de ligações adesivas.



Figura 4 – Ligações adesivas no Mercedes CLS [8]

Pelos mesmos motivos da indústria automóvel, na indústria aeronáutica é recorrente a utilização de ligações adesivas. A Figura 5 ilustra as áreas com ligações adesivas na mais recente aeronave da Airbus: o A-380.

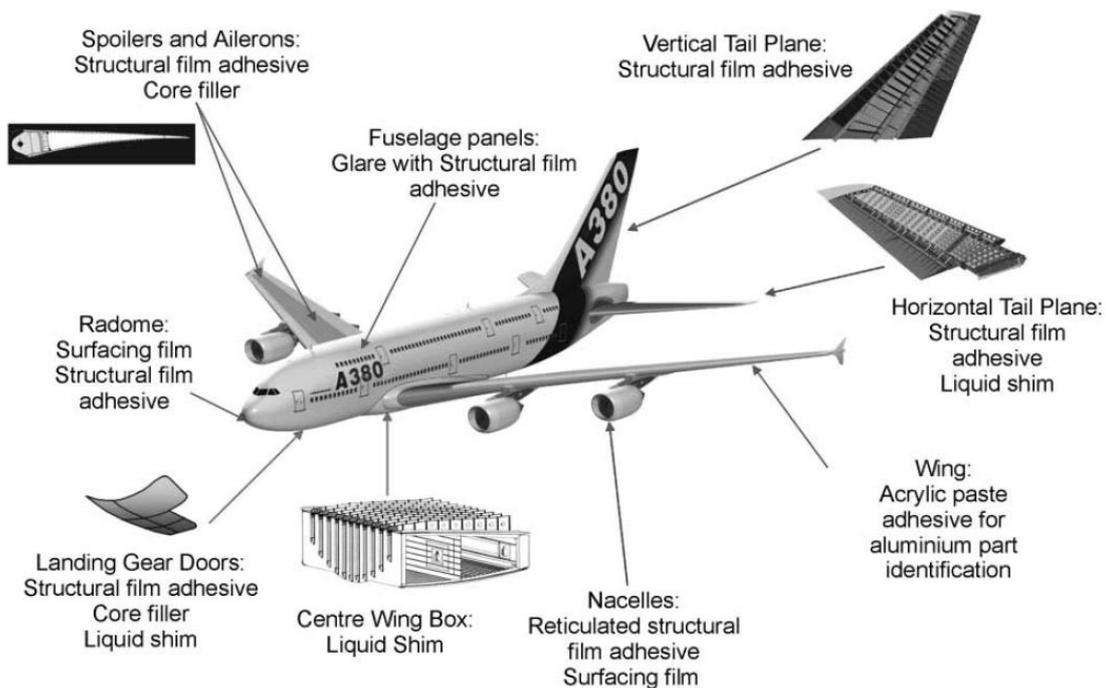


Figura 5 – Identificação de ligações adesivas na aeronave Airbus A-380 [5]

A indústria madeireira e a construção civil são duas áreas que se interligam no que diz respeito à utilização de adesivos. As edificações (moradias, fábricas, lojas, entre outras) e a engenharia civil compõem um dos maiores mercados dos adesivos, tanto em quantidade como a nível monetário [9]. Na Figura 6 pode ser visualizada a aplicação de painéis contraplacados em edificações.



Figura 6 - Interligação entre indústria madeireira e construção civil [10, 11]

Os adesivos têm sido utilizados na indústria do calçado como uma alternativa à costura ou aplicação de pregos, grampos ou tachas para unir várias partes do calçado, sendo a parte mais crítica a colagem superior da sola.

A seleção dos adesivos e a geometria da junta é relativamente complexa e depende de vários fatores, como esforços, o uso pretendido do sapato, a natureza dos substratos, a resistência térmica, tempo disponível para completar a etapa de colagem, preço e entre outros fatores [12]. Na Figura 7 apresenta-se um exemplo dos principais constituintes de um sapato.



Figura 7 - Principais componentes de um sapato [13]

A Tabela 1 mostra os adesivos mais usuais para cada operação. Dependendo dos materiais a realizar a ligação adesiva.

Tabela 1 – Tipologia de adesivos utilizados no fabrico de sapatos, adaptado de [12]

Materiais	Tipos de adesivos	Força da ligação
Forro de couro / couro	NR à base de solvente	Moderada
Couro / couro	PCP à base de solvente SIS à base de solvente	Elevada
Couro / tecido	NR à base de solvente	Moderada
Couro / espuma	NR à base de solvente	Moderada
Couro (dobrável)	Adesivo de poliamida Adesivo baseado em acetato de vinil	Elevada

NR – Borracha natural
PCP – Policloropreno
SIS – Estireno-Isopreno-Estireno

Recentemente, a alta velocidade, o conforto dos passageiros, a segurança e a questão ambiental tornaram-se objetivos indispensáveis para os veículos sobre carris, o que leva à importância de fatores como a redução de peso, alta resistência estrutural, alta rigidez, isolamento sonoro, amortecimento de vibrações, incombustibilidade e reciclabilidade [2]. Para atingir estes objetivos, a adesão é uma tecnologia de ligação indispensável para a indústria dos veículos sobre carris [2]. As ligações adesivas encontram-se presentes na união de componentes exteriores e interiores, colagem do piso e vidro [14]. A Figura 8 ilustra a presença das ligações adesivas nos veículos sobre carris.

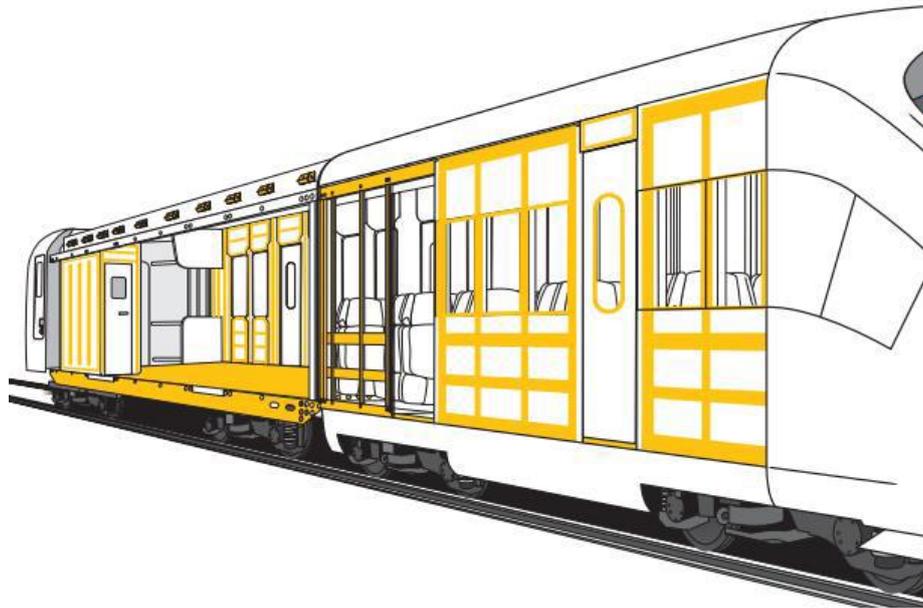


Figura 8 - Ligações adesivas presentes na indústria de veículos sobre carris [14]

2.1.2 Vantagens e desvantagens

Como verificado anteriormente, em oposição aos métodos clássicos de união, as juntas adesivas dispõem de algumas vantagens que lhe conferem uma grande importância quando se adota o método de ligação a aplicar.

As principais vantagens das juntas adesivas são as seguintes [6]:

- Garantem uma fixação contínua e capacidade de vedação, isolamento térmico, com amortecimento de vibrações devido ao comportamento viscoelástico dos adesivos;
- Permitem obter uma ligação, com distribuição mais uniforme das cargas estáticas e dinâmicas, distribuindo as tensões sobre a área total da ligação ao contrário de concentrá-las apenas em determinados pontos. A montagem com adesivos é mais resistente à fadiga, motivada pela ausência do efeito de concentração de tensões pela não existência de furos na ligação;
- Possibilitam realizar juntas de ligação simples com elevada resistência mecânica, se a junta for bem concebida, com obtenção de importantes reduções de custo de fabrico e de ligação;
- Permitem o fabrico de formas complexas e obtenção de uma boa aparência estética das peças. Depois da montagem, as costuras de ligação não são visíveis, ao contrário do que acontece com a soldadura;
- Possibilitam a união de diferentes materiais, com redução de peso e do número de peças em relação às ligações aparafusadas e rebetadas;
- Minimizam os problemas de corrosão, sobretudo nas ligações de materiais diferentes.

- Não há alterações estruturais, e as menores temperaturas de processamento não afetam as propriedades dos materiais, em oposição ao processo de soldadura.

Em contrapartida, a união através de juntas adesivas apresenta as seguintes desvantagens [6]:

- Para obter bons resultados é geralmente necessária uma cuidada preparação das superfícies, por vezes complexa, morosa e dispendiosa através de, por exemplo, abrasão mecânica, ataques químicos ou desengorduramento, para garantir uma boa adesão e durabilidade da ligação;
- Geralmente a durabilidade das juntas adesivas é influenciada pela degradação e limitação da resistência dos adesivos, quando expostos a condições extremas de calor, humidade, radiação ultravioleta, água, e entre outros;
- A ligação não é realizada instantaneamente, o que torna necessário a utilização de ferramentas de fixação para manter as peças em posição. Em contrapartida as peças incorretamente posicionadas e após endurecimento do adesivo não é possível a sua desmontagem sem destruição da junta, tornando assim impossível retificar a ligação;
- O tempo de cura dos adesivos é relativamente longo e por vezes a cura deve ser realizada a elevadas temperaturas;
- O controlo de qualidade e a inspeção são mais difíceis, embora tenham sido desenvolvidas recentemente técnicas não destrutivas adequadas;
- A ausência de um critério universal de dimensionamento que permita projetar qualquer estrutura poderá ser uma das grandes desvantagens na utilização dos adesivos.

2.2 Previsão de resistência

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, possibilitando assim ultrapassar o paradigma das juntas adesivas sobredimensionadas, que resultavam em estruturas mais dispendiosas e mais pesadas. 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 [15], que parte do princípio que os materiais são inteiramente elásticos e a deformação do adesivo apenas ocorre em corte. Em contrapartida, a formulação analítica torna-se mais complexa na eventualidade do adesivo se deformar plasticamente, da utilização de substratos de compósito ou de materiais diferentes. O MEF [16] é a técnica mais comumente utilizada para a análise de juntas adesivas, tendo sido inicialmente aplicada por Harris e Adams [17], 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 [18]. 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 leis de dano que se baseiam na resistência dos materiais para a iniciação do dano e deformações para previsão da rotura. que utiliza funções de forma para representar um campo de deslocamento descontínuo.

2.2.1 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 da resistência é efetuada através da utilização de critérios como a tensão ou deformação máxima, tensão ou deformação pontual a uma dada distância, ou ainda da 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 [15], 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. [3] usou 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 [19]. No entanto, estes podem ser bastante complexos sem que a 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 [17], em situações onde se utilizam adesivos dúcteis, os critérios existentes baseados em tensões não são adequados pois, após o adesivo ceder, este ainda suporta deformações elevadas antes da rotura.

2.2.2 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 fendas 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 [20]. Os princípios básicos da mecânica da fratura devem-se ao estudo pioneiro de Griffith [21] 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 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 [22]. Como a teoria da mecânica da fratura linear elástica não é apropriada para este tipo de materiais, então foi criada a solução de Hutchinson-Rice-Rosengreen [23] e por Rice [24] para modelar roturas dúcteis.

A maioria dos estudos em juntas adesivas utilizam a taxa de libertação de energia, G_I para tração ou G_{II} para corte, e o respetivo valor crítico ou resistência à fratura [25], 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.

2.2.3 Modelos de dano coesivo

O conceito de MDC teve início com os estudos de Barenblatt [26] e Dugdale [27], que descreveram o dano na zona de processo da fratura na frente da fenda sob o efeito 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 [28].

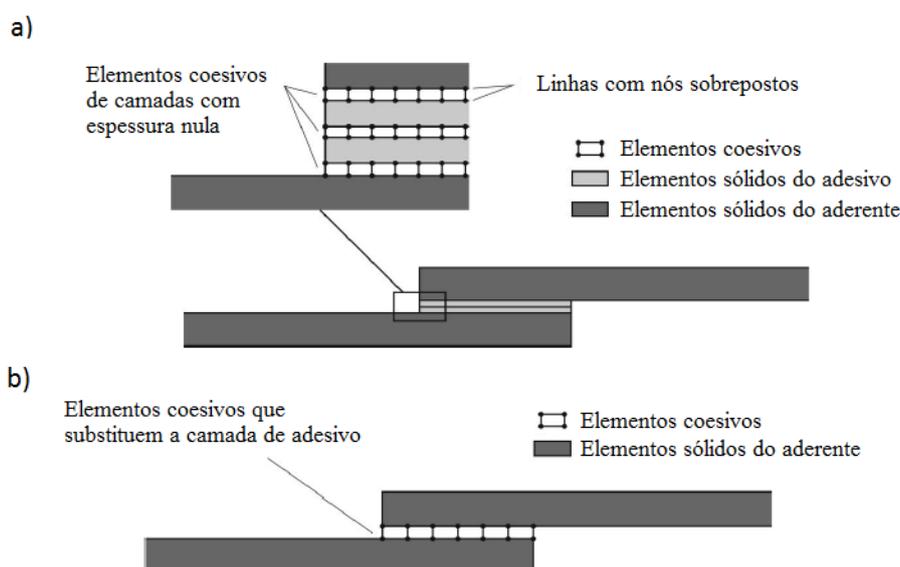


Figura 9 – Elementos coesivos para simular caminhos de rotura de espessura zero: aproximação local (a) e modelação de uma camada fina de adesivo: aproximação contínua (b) (adaptado de [29])

Estes modelos podem ser incorporados em programas de análise por MEF e assim modelar o comportamento de materiais sujeitos à fratura [30]. O princípio fundamental dos MDC é 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 9), e podem ligar nós sobrepostos de elementos que representam diferentes materiais ou camadas diferentes em compósitos – aproximação local [31], ou podem ser aplicados diretamente entre dois materiais para simular uma camada fina de um material, por exemplo para simular uma ligação adesiva – aproximação contínua [32].

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 das 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 [33]. 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 [34].

2.2.3.1 Tipos de leis coesivas

Ao longo dos anos, foram estudados vários MDC, como o modelo linear parabólico [35], triangular [36], exponencial [37], polinomial [38] e trapezoidal [32]. 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 [39].

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 [40]. Trata-se de um modelo coesivo baseado em MEF de interface [41] de quatro ou 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 10).

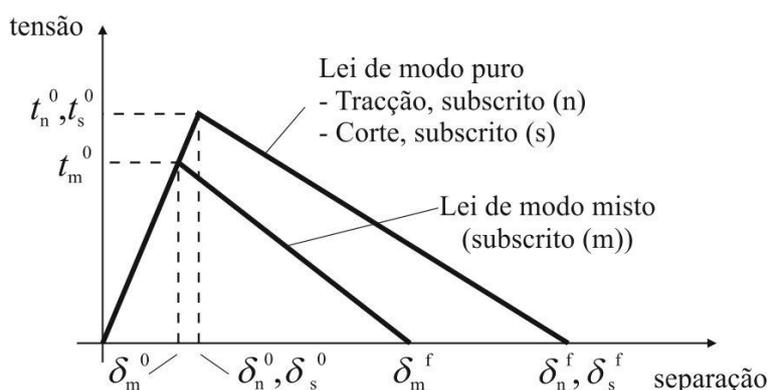


Figura 10 – Modelo coesivo triangular [41, 42]

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 [43].

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 [44] e modo II [45].

2.2.3.2 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 respetivamente validados, de forma a simular com maior precisão a rotura da ligação [46]. Têm sido publicados vários estudos sobre a definição dos parâmetros coesivos (t_n^0 , t_s^0 , G_{IC} e G_{IIC}). Contudo, segundo Lee et al. [47], alguns parâmetros como t_n^0 e t_s^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, sendo que estes apresentam diferentes graus de complexidade e de precisão. Foram realizados alguns trabalhos para validar ensaios em modo misto, estimando os parâmetros dos MDC em modo puro através de ensaios DCB, ENF e JSS, alcançando bons resultados [32, 48].

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 em ligação adesiva [49]. Este problema surge devido ao 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 [50]. 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 num 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 [51]. Por outro lado, o método direto define a forma exata das leis coesivas, na medida que este método calcula as leis coesivas da ligação adesiva a partir da informação fornecida pelos ensaios de caracterização à fratura [49], pela diferenciação das curvas $G_I-\delta_h$ ou $G_{II}-\delta_s$ (em que δ_h é deslocamento relativo em tração e δ_s é o deslocamento relativo em corte). No entanto, no que respeita aos parâmetros dos MDC, G_{IC} e G_{IIC} 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} , os métodos baseados na Mecânica da Fratura Linear Elástica (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_{IC} e G_{IIC} .

Independentemente da técnica utilizada para avaliação dos parâmetros coesivos, os ensaios tipicamente usados para a determinação de G_{IC} e G_{IIC} são o ensaio DCB (tração) e ENF (corte). O ensaio DCB é o mais utilizado para determinar G_{IC} pois apresenta uma geometria simples e de fácil fabrico dos provetes. Existem vários métodos para obter G_{IC} , como métodos baseados na teoria de vigas (corrigida ou não), métodos baseados no comprimento equivalente ou integral-J [52]. Rice [24] tornou possível obter uma expressão para o valor de G_{IC} 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 [53]. O ensaio DCB é constituído por dois substratos ligados 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_{IC} . 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 [45]. A norma referente ao ensaio DCB é a norma ASTM D3433-99 [54], onde está enunciado o método para execução de ensaio. O esquema definido para este ensaio encontra-se representado na Figura 11. A equação (1) define a fórmula de cálculo da altura mínima do substrato (h), onde 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 σ_y corresponde à tensão de cedência do material do substrato.

$$h = \sqrt{\frac{6Ta}{B\sigma_y}}, \quad (1)$$

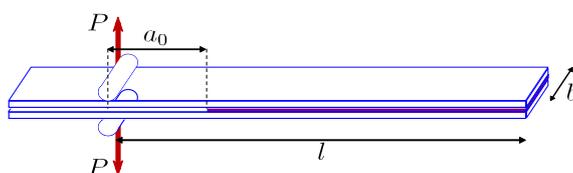


Figura 11 – Geometria do provete DCB [55]

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 12). 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% de l [56]. 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_{IC} por esta medição [57].

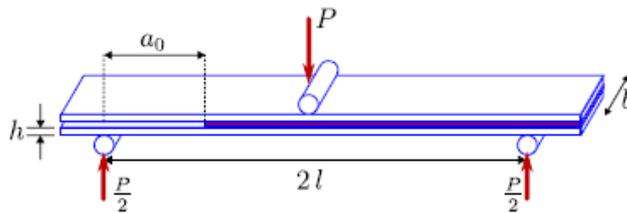


Figura 12 – Geometria do provete ENF [55]

2.2.4 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 [58] para a delaminação de compósitos ou rotura da matriz, ou de Khoramishad et al. [59] 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 [28].

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 [60]. Pela mecânica do dano, o crescimento do dano é definido em função da carga para simulações estáticas [61] ou do número de ciclos para análises de fadiga [62, 63]. Comparativamente aos MDC 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 trajetos pré-definidos [64].

Hua et al. [65] 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. [66] 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 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 coeficiente de Poisson (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.

2.2.5 Método dos Elementos Finitos Extendido

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_n^0/t_s^0 ou δ_n^0/δ_s^0 (deslocamentos de tração e corte correspondentes a força máxima, 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 [67]. Belytschko e Black [68], 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 [69]. 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 as 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 [70].

Campilho et al. [71] utilizaram o MEFX para a previsão da resistência de juntas de obtidos por sobreposição simples e dupla, com um adesivo dúctil, onde se comparam resultados

obtidos pelo MEFX com os MDC (Figura 13). 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 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.

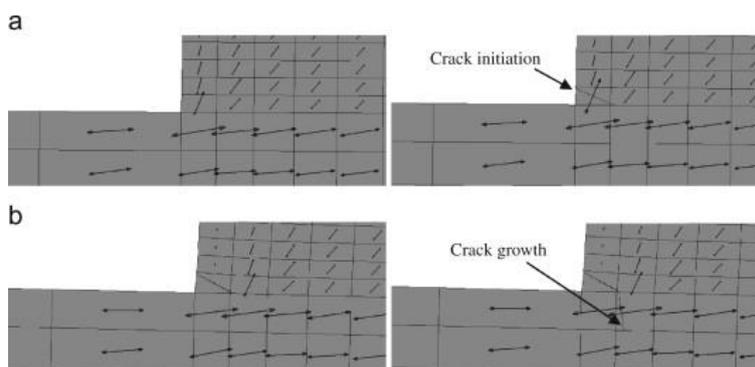


Figura 13 – Representação das tensões usando o MEFX em JSS: iniciação do dano do adesivo nas extremidades de sobreposição (a) e crescimento dano do aderente de alumínio (b) [71]

2.3 Ensaio de caracterização à fratura

A caracterização à fratura de juntas adesivas é fundamental no projeto de estruturas com ligações adesivas. O propósito da mecânica da fratura é providenciar um parâmetro que permita descrever o início e propagação da fenda, independentemente da geometria de teste [72]. Irwin e Kies [73] em 1954 e Westergaard [74] em 1939 definiram os três modos fundamentais de sollicitação de carga ou de carregamento, baseados nos três eixos principais do espaço tridimensional de tensão, nomeadamente Modo I (tração), Modo II (corte) e Modo III (rasgamento), conforme ilustrado na Figura 14.

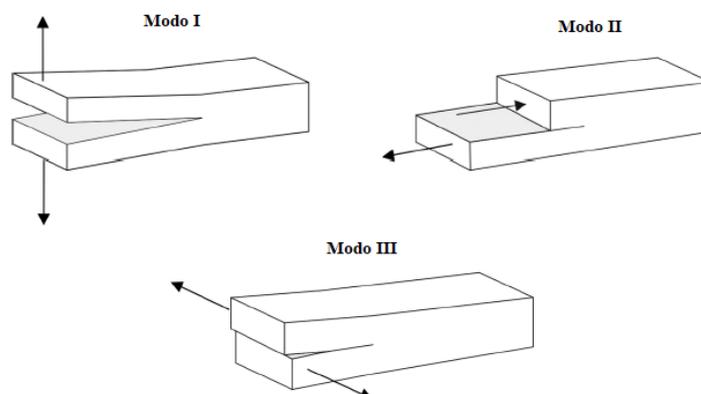


Figura 14 - Modos fundamentais de rotura [75]

2.3.1 Fratura em tração (modo I)

2.3.1.1 Ensaio *Double-Cantilever Beam* (DCB)

O ensaio *Double-Cantilever Beam* (DCB) é o mais usual na determinação da resistência à fratura em juntas adesivas em modo I (tração). O ensaio foi inicialmente normalizado pela norma ASTM D3433 [54]. O método foi desenvolvido para substratos metálicos, nomeadamente bronze, cobre, alumínio, aço e titânio. Mais recentemente, em parte devido à popularidade dos materiais compósitos, o teste foi revisto e publicado pela ISO 25217 [76], para análise deste tipo de materiais [2]. O modo I (tração) caracteriza-se pela abertura da fenda na direção perpendicular ao seu plano, por efeito das tensões de tração nessa direção. É o modo mais crítico no que se refere à propagação da fenda. O ensaio DCB (Figura 15) é universalmente aceite para caracterização da fratura em modo I [2]. Na Figura 15 é mostrado um esquema do ensaio DCB.

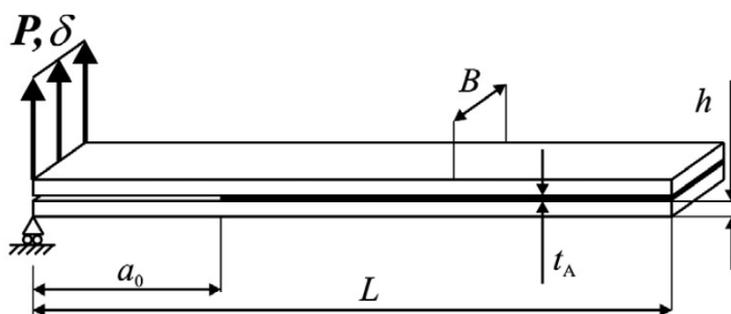


Figura 15 - Esquema do ensaio DCB [77]

Os provetes DCB são constituídos por dois substratos de igual comprimento L , espessura do substrato (t_p) e largura do substrato (B). No caso de juntas adesivas, o adesivo encontra-se entre os substratos e possui uma espessura de adesivo (t_A), sendo considerado o a_0 desde a zona onde é aplicada a sollicitação até à extremidade da pré-fenda presente no adesivo. O ensaio consiste em sollicitar os braços do provete em abertura a uma velocidade constante. Durante o ensaio e à medida que o provete é sollicitado em abertura (modo I), são registados os valores de P e δ e é medido o comprimento de fenda a em intervalos de tempo pré-estabelecidos. Existem vários métodos de obtenção de G_{IC} , nomeadamente métodos baseados na teoria das vigas (corrigida ou não), métodos baseados no comprimento de fenda equivalente ou o integral-J [78].

2.3.1.2 Ensaio *Tapered Double-Cantilever Beam* (TDCB)

Um outro ensaio utilizado para a caracterização à fratura em modo I é o ensaio TDCB, cuja geometria é referida na Figura 16. O procedimento deste ensaio é semelhante ao ensaio DCB. A diferenciação entre estes métodos de caracterização está na geometria dos provetes. Por um lado, os provetes utilizados no ensaio TDCB são mais complexos e

dispendiosos, por outro lado a variação de altura permite obter taxas de flexibilidade constantes ao longo da fenda. A grande vantagem de obter uma flexibilidade constante prende-se com a desnecessidade de medir os valores de a durante o ensaio pelos métodos tradicionais de redução [78].

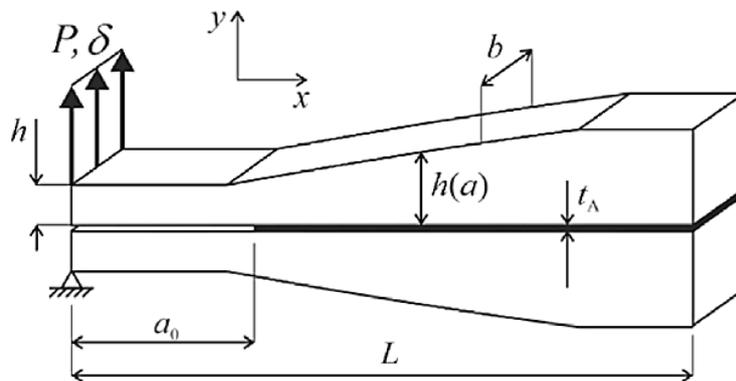


Figura 16 – Esquema do ensaio TDCB [79]

2.3.1.3 Ensaio *Compact Tension* (CT)

O ensaio *Compact Tension* (CT) utiliza provetes em adesivo e utiliza-se para medir a resistência à fratura de polímeros rígidos (tais como adesivos). O ensaio encontra-se normalizado pelas normas ASTM D5045-14 [80] e ISO 13586-00 [81]. Estes ensaios foram concebidos para caracterizar a tenacidade de materiais poliméricos (tais como adesivos), em termos de um fator crítico de tensão, K_{Ic} , ou de uma taxa de libertação de energia, G_{Ic} , no momento inicial de fratura [78].

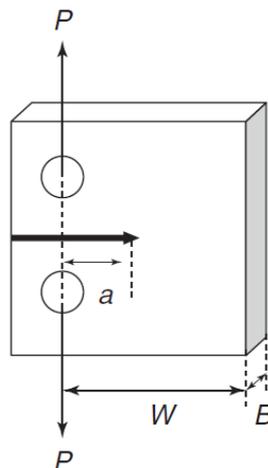


Figura 17 - Esquema do ensaio CT [78]

A largura efetiva do provete (W) e B , estão sujeitas a critérios de aceitação impostos pelas normas referidas anteriormente (ASTM D5045-14 [80] e ISO 13586-00 [81]).

Deve ser realizada uma fenda nos provetes antes do início do ensaio. Uma forma de realizar esta fenda é através da utilização de uma lâmina afiada, que tenha sido imersa

em azoto líquido. Após realização da fenda, o provete poderá ser colocado na máquina de teste (máquina de flexão de três pontos). O provete será solicitado com uma carga P perpendicular ao plano da fenda, que irá possibilitar a propagação da fenda até a rotura. A velocidade de ensaio deve ser constante (tipicamente 10 mm/min). Deve-se também guardar os valores de carga e deslocamento em função do tempo [78].

2.3.1.4 Ensaio *Single-Edge Notched Bending* (SENB)

O ensaio *Single-Edge Notched Bending* (SENB) usa provetes de adesivo, tal como no ensaio CT. O ensaio SENB é mais utilizado relativamente ao ensaio CT devido à maior facilidade na fabricação dos provetes. Estes são facilmente obtidos por maquinação e muitas vezes podem ser moldados diretamente na sua forma final (Figura 18). Este ensaio também é normalizado pelas normas ASTM D5045-14 [80] e ISO 13586-00 [81], onde as dimensões W e B estão também sujeitas critérios de aceitação impostos pelas normas ASTM D5045-14 [80] e ISO 13586-00 [81].

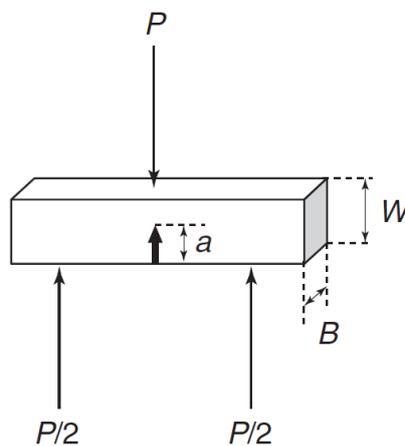


Figura 18 - Esquema do ensaio SENB [78]

Neste ensaio o provete será solicitado com uma carga P no mesmo plano da fenda. Esta carga irá possibilitar a propagação da fenda até a rotura e, em paralelo, a aquisição dos valores de carga e deslocamento durante o decorrer do ensaio [78].

2.3.2 Fratura em corte (modo II)

2.3.2.1 Ensaio *End-Notched Flexure* (ENF)

O ensaio ENF encontra-se normalizado para compósitos [78] pela norma japonesa JIS K 7086 [82] e pela norma DIN EN 6034 [83]. O ensaio consiste numa viga simplesmente apoiada com uma distância ($2L$) a uma das suas extremidades, onde será efetuado um carregamento com uma carga localizada a metade do seu comprimento (Figura 19). Durante o ensaio é medido o δ do punção, P e o a .

No entanto, existem alguns problemas que estão relacionados com a propagação instável da fenda e consequente monitorização da sua posição ao longo do ensaio [45]. O ensaio ENF é o ensaio mais utilizado para a caracterização do G_{IIC} em juntas adesivas, apesar dos problemas referidos de propagação instável da fenda [78].

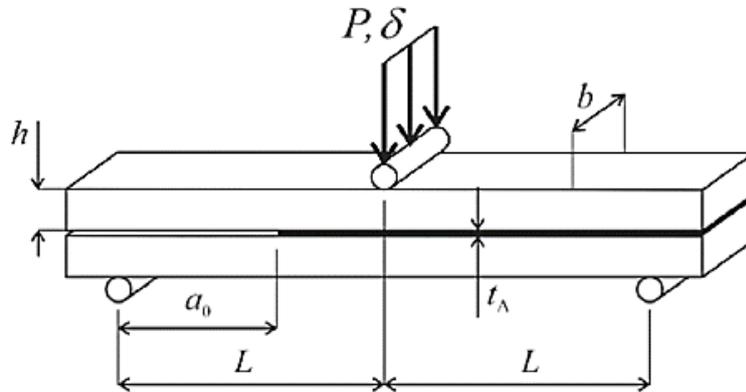


Figura 19 - Esquema do ensaio ENF [79]

2.3.2.2 Ensaio 4-Point End-Notched Flexure (4-ENF)

O ensaio 4-ENF foi proposto com o objetivo de obter uma propagação da fenda mais estável, comparativamente ao ensaio ENF. A metodologia do ensaio é muito similar ao ensaio ENF (anteriormente descrito), diferindo apenas na aplicação da carga. Neste caso, a carga é aplicada em dois pontos distanciados a uma distância (L), enquanto o provete é simplesmente apoiado em dois pontos de apoio a uma distância ($2L$), como se pode observar na Figura 20. Como neste ensaio (4-ENF) a barra de solicitação pode rodar livremente, a aplicação da carga é efetuada uniformemente entre os dois cilindros de carga. A propagação de fendas ocorre sob uma condição de δ constante da linha de carga, o que garante um crescimento estável das fendas [78].

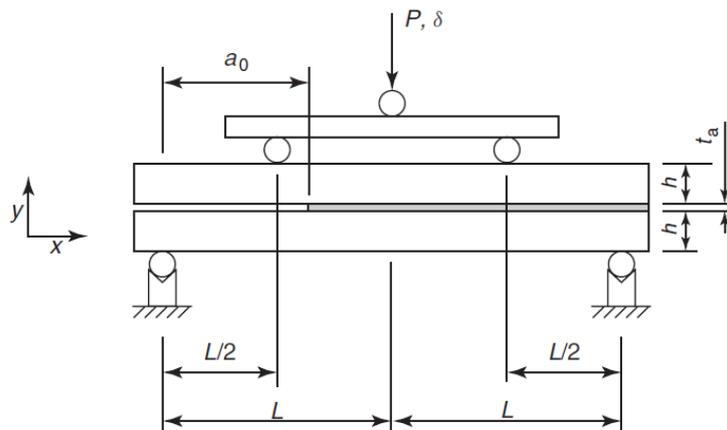


Figura 20 - Esquema do ensaio 4-ENF [2]

A limitada informação disponível sobre este método de teste, a exigência de uma configuração complexa e a presença de grandes efeitos de fricção constituem as principais limitações. Uma desvantagem inerente a todos esses métodos de teste está relacionada com a monitorização das fendas durante o ensaio, uma vez que a fenda cresce sem se abrir, impedindo uma clara visualização [78].

2.3.2.3 Ensaio *End-Loaded Split* (ELS)

O ensaio ELS possui aspetos distintivos que o colocam como uma opção válida para a análise do comportamento à fratura em modo II. Este método é o mais indicado para obter a curva R pelo facto de possuir um comprimento maior do provete para a propagação da fratura, e desse modo, a propagação ser mais estável em comparação com o ensaio ENF. Na Figura 21 está ilustrado o esquema de um ensaio ELS [78]. Seguindo esta metodologia, a curva R do modo II é obtida em função do comprimento de fenda equivalente (a_{eq}). O método depende apenas dos dados de δ de carga (P) obtidos durante o teste experimental. Assim, é superado o problema associado à monitorização do a , uma vez que este parâmetro é calculado em vez de ser medido [78].

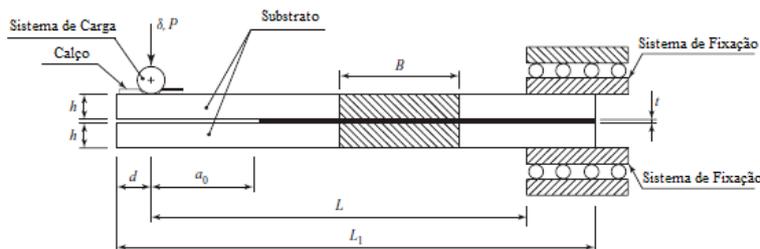


Figura 21 - Esquema do ensaio ELS (adaptado de [78])

2.3.2.4 Ensaio *Stabilised End-Notched Flexure* (SENF)

Vários estudos no Japão levaram ao desenvolvimento de vários procedimentos para o ensaio *stabilised* ENF (SENF). Este teste foi proposto para caracterizar a fratura do adesivo em modo II. Foi desenvolvida uma célula *crack shear displacement* (CSD) para possibilitar a medição direta da do δ relativo de corte entre as superfícies superior e inferior da fenda do provete ENF. O teste é realizado sob uma taxa CSD constante, a fim de garantir o crescimento estável da fenda. O valor de G_{IIC} e o a são calculados a partir do diagrama carga versus CSD usando uma relação analítica entre a e a flexibilidade do provete (método analítico desenvolvido pelo autor [84]).

A Figura 22 representa esquematicamente o ensaio SENF, cujas variáveis relevantes são o comprimento do vão é ($2L$), a , espessura do provete ($2H$), B e módulo longitudinal de curvatura (E_L) [85].

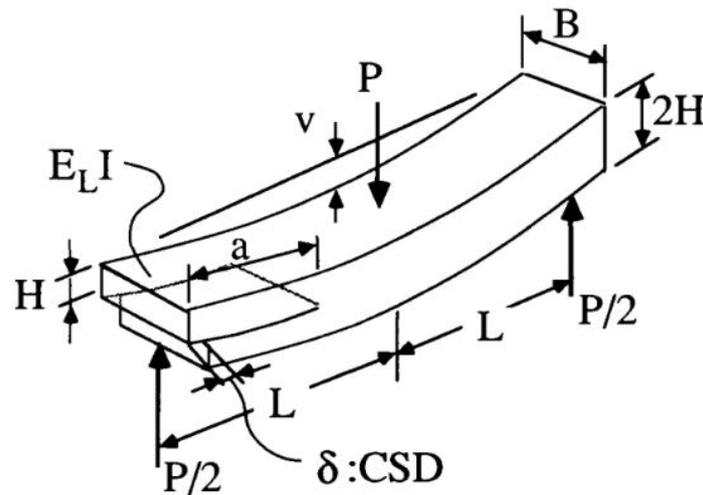


Figura 22 - Esquema do ensaio SENF [85]

2.3.3 Fratura em modo misto (modo I+II)

2.3.3.1 Ensaio *Asymmetric Double-Cantilever Beam* (ADCB)

O ensaio ADCB é uma generalização do ensaio DCB para caracterização de materiais em modo misto, em que os braços do provete são fabricados em materiais diferentes e/ou de diferentes espessuras, e que provoca o aparecimento do modo II. Este ensaio é adequado para avaliar a tenacidade à fratura de juntas adesivas e compósitos em modo misto I+II [86].

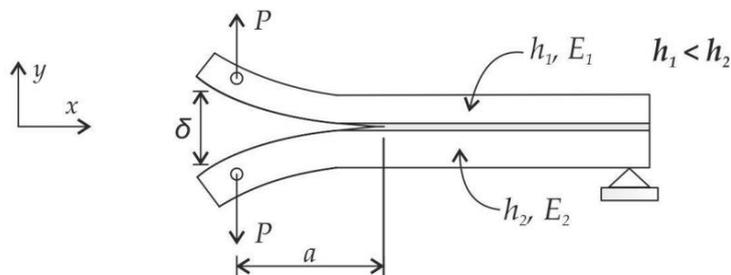


Figura 23 - Esquema do ensaio ADCB [87]

2.3.3.2 Ensaio *Asymmetric Tapered Double-Cantilever Beam* (ATDCB)

Os provetes utilizados neste ensaio são similares aos provetes utilizados nos ensaios DCB e TDCB, isto é, neste ensaio é usada uma configuração mista em que um dos substratos possui secção constante e o outro possui a configuração típica de um substrato TDCB (Figura 24) [87].

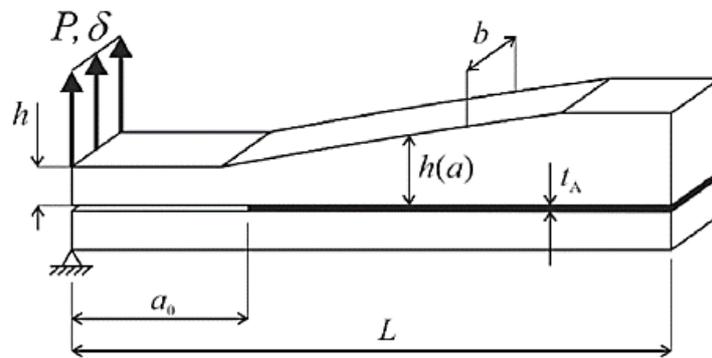
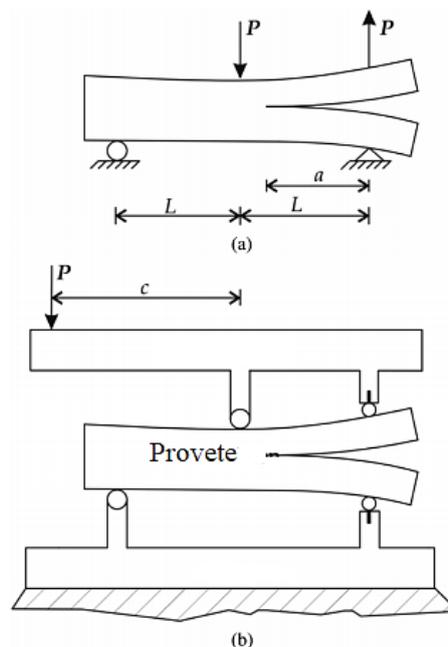


Figura 24 - Esquema do ensaio ATDCB [79]

2.3.3.3 Ensaio *Mixed-Mode Bending* (MMB)

O ensaio MMB é normalizado pela ASTM D6671 [88]. Este teste é uma combinação dos testes em modo I, (DCB), e modo II, (ENF) [75]. A sua grande vantagem em relação aos restantes testes em modo misto é permitir variar o rácio de modo misto quase sem limitações. Isto é possível porque o teste MMB apresenta uma configuração relativamente complexa (Figura 25), em que as duas cargas superiores são aplicadas através de uma alavanca [2].

Neste teste é aplicada uma carga descendente a meio vão de forma idêntica ao teste ENF, que provoca o deslizamento entre os aderentes e induz o modo II, e uma carga adicional de tração na extremidade do provete que provoca a abertura do provete e induz o modo I. O rácio de modo misto é obtido variando a relação entre as duas cargas, (c) [75].

Figura 25 - Esquema do ensaio MMB (a) Provete e solicitações do ensaio, (b) Esquema do *setup* [75]

2.4 Ensaio *Single-Leg Bending* (SLB)

O ensaio *Single-Leg Bending* (SLB), proposto por Yoon e Hong [89], foi estruturado tendo por base o ensaio ENF. Davidson et al. [90-93] realizaram uma enorme quantidade de trabalhos teóricos e experimentais sobre o ensaio SLB. Davidson e Koudela [94] também examinaram o efeito de pontes de fibras na tenacidade à fratura usando ensaios DCB, ENF e SLB. Neste capítulo são abordados os princípios do ensaio SLB e os respectivos métodos de obtenção de G_I e G_{II} , incluindo as técnicas que necessitam da medição do comprimento da fenda e as técnicas baseadas no integral-J.

2.4.1 Caracterização do ensaio

O teste SLB é um ensaio realizado em flexão a três pontos, como mostrado na Figura 26, onde (b) é a largura da amostra, (a) é o comprimento da fenda, (h) é a espessura dos substratos, e (L) é a metade do comprimento entre os suportes [75]. O substrato inferior da amostra aparenta menor comprimento em relação ao substrato superior, fazendo com que uma extremidade seja suportada apenas pelo substrato superior da amostra [75]. A estabilidade no crescimento da fenda e o valor estável de mixidade durante a propagação constituem duas vantagens notáveis do teste SLB [95].

Um cuidado a ter neste tipo de ensaio está relacionado com a redução de comprimento livre exteriormente aos punções de suporte do provete. Deste forma aconselha-se o uso de roletes em vez de suportes fixos, especialmente com aderentes mais flexíveis. Caso contrário, o deslizamento por atrito dos aderentes sobre os suportes poderá introduzir incerteza no resultado, o que reduz a flexibilidade do provete [78].

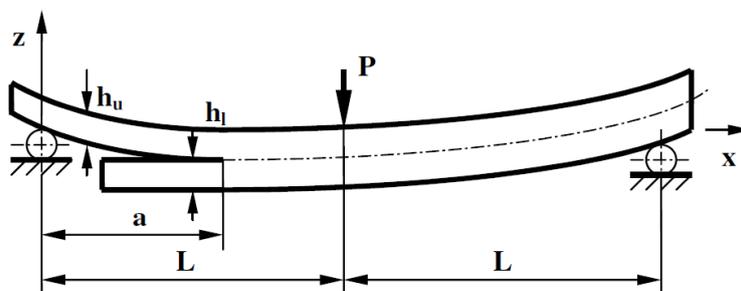


Figura 26 – Esquema do ensaio SLB [96]

2.4.2 Métodos para determinação da energia de fratura

Os métodos principais para determinação da energia de fratura pelo ensaio SLB são de seguida descritos. Este capítulo está dividido em três partes: os métodos que requerem a monitorização do comprimento da fenda, os métodos baseados na medição do α_{eq} e o método do integral-J.

2.4.2.1 Métodos que requerem a monitorização do comprimento de fenda

2.4.2.1.1 Modelo 1- Oliveira et al [97]

Este método baseado na teoria das vigas para obter a curva R . De acordo com a teoria das vigas de Timoshenko, a equação de flexibilidade é obtida através da energia de deformação:

$$U = \int_0^L \frac{M_f^2}{2E_L I} dx + \int_0^L \int_{-h}^h \frac{\tau^2}{2\mu_{LR}} B dy dx, \quad (2)$$

onde M_f é o momento de flexão, I o segundo momento de inércia, μ_{LR} o módulo de corte e τ a tensão de corte expressa por:

$$\tau = \frac{3 V_i}{2 A_i} \left(1 - \frac{y^2}{c_i^2} \right), \quad (3)$$

onde A_i , c e V representam, respetivamente, área de secção transversal, metade da espessura da viga, e carga transversal do segmento i ($0 \leq x \leq a$, $a \leq x \leq L/2$ ou $L/2 \leq x \leq L$ no ensaio SLB).

De acordo com o Teorema de Castigliano, a flexibilidade no ponto de carregamento para o comprimento da fenda é obtida através da seguinte equação:

$$C = \frac{28a^3 + L^3}{32E_L B h^3} + \frac{3(a+L)}{20\mu_{LR} B h}, \quad (4)$$

O comprimento inicial da fenda (a_0) e a flexibilidade inicial (C_0) podem ser utilizados nesta equação para estimar o módulo de flexão E_f :

$$E_f = \left(C_0 - \frac{3(a_0 + L)}{20\mu_{LR} B h} \right)^{-1} \frac{28a_0^3 + L^3}{32B h^3}. \quad (5)$$

Baseado neste procedimento, não é necessário medir o módulo de flexão longitudinal para cada provete, o que representa uma vantagem do ensaio SLB em comparação com o ensaio ELS.

A tenacidade à fratura (G_T) do adesivo sujeito a esforços de modo misto pode ser obtida através da equação de Irwin-Kies

$$G_T = \frac{P^2}{2B} \frac{dC}{da}, \quad (6)$$

que, aplicada ao provete SLB, apresenta-se na seguinte forma:

$$G_{\text{I}} = \frac{12P^2 a_{\text{eq}}^2}{16E_f B^2 h^3}. \quad (7)$$

Seguindo o método de modo de partição baseado na teoria das vigas proposto por Szekrényes e Uj [96], as componentes da taxa de libertação de energia em modo I e modo II podem ser escritas como

$$G_{\text{I}}^{\text{SLB}} = \frac{12P^2 a_{\text{eq}}^2}{16E_f B^2 h^3} + \frac{3P^2}{10\mu_{\text{LR}} B^2 h}, \quad (8)$$

$$G_{\text{II}} = \frac{9P^2 a_{\text{eq}}^2}{16E_f B^2 h^3}. \quad (9)$$

2.4.2.1.2 Modelo 2- Szekrényes e Uj [96]

Através da teoria das vigas, que considera o conceito de esforço transversal e os efeitos de uma base elástica, Szekrényes e Uj [96] deduziram a taxa de libertação de energia para o modo misto (modo I + II), estabelecendo o modelo para o provete SLB. A rigidez da viga é baseada nos estudos de Ozdil et al. [98], que deduziram a seguinte expressão, para o provete ENF, aplicando a teoria das vigas de Timoshenko:

$$C = \left[\frac{2L^3 d_{11,2} + a^3 (d_{11,1} - d_{11,2})}{12} + \frac{2La_{55,2} + a(a_{55,1} - a_{55,2})}{4k} \right], \quad (10)$$

onde $d_{11,1}$ e $d_{11,2}$ são as flexibilidades de corte, $a_{55,1}$ e $a_{55,2}$ as flexibilidades de flexão e $K=5/6$ é o fator de correção de corte. A resistência à fratura pode ser expressa diferenciando-se a flexibilidade em relação ao comprimento de fenda

$$G_{\text{I/II}} = \frac{P^2}{2b} \frac{dC}{da}. \quad (11)$$

Conjugando as equações (10) e (11) obtém-se

$$G_{\text{I/II}} = \frac{P^2}{8b} \left[a^2 (d_{11,1} - d_{11,2}) + \frac{(a_{55,1} - a_{55,2})}{k} \right]. \quad (12)$$

As flexibilidades de corte e de flexão das zonas com e sem fenda dos provetes SLB simétricos e unidirecionais são:

$$d_{11,1} = \frac{12}{bh^3E_{11}}; d_{11,2} = \frac{3}{2bh^3E_{11}}; a_{55,1} = \frac{1}{bhG_{13}}; a_{55,2} = \frac{1}{2bhG_{13}}. \quad (13)$$

Conjugando as anteriores equações e tendo em conta os efeitos de corte e os efeitos elásticos, a flexibilidade do provete SLB torna-se:

$$C = \frac{7a^3 + 2L^3}{8bh^3E_{11}} + \frac{a + 2L}{8bhkG_{13}} + \frac{a^3}{8bh^3E_{11}} \left(\begin{array}{l} 2,71 \left(\frac{h}{a} \right) \left(\frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{1}{4}} + 2,45 \left(\frac{h}{a} \right)^2 \left(\frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{1}{2}} + \\ + 1,11 \left(\frac{h}{a} \right)^3 \left(\frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{3}{4}} \end{array} \right). \quad (14)$$

A resistência à fratura pode ser calculada utilizando a equação:

$$G_{I/II} = \frac{21P^2a^2}{4b^2h^3E_{11}} + \frac{P^2}{4b^2hkG_{13}} + \frac{P^2a^2}{4b^2h^3E_{11}} \left(5,42 \left(\frac{h}{a} \right) \left(\frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{1}{4}} + 2,45 \left(\frac{h}{a} \right)^2 \left(\frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{1}{2}} \right). \quad (15)$$

Além disso, no que diz respeito ao conceito à partição de modos, a análise em modo misto baseia-se no método de Williams [99], aperfeiçoado pela combinação dos efeitos de corte e pela análise de Winkler-Pasternak [98, 100]. As expressões de flexibilidade da viga para o substrato superior e inferior, representados na Figura 27, são:

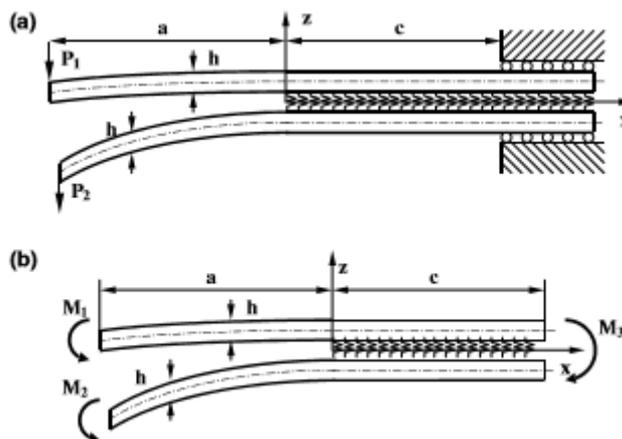


Figura 27 - Esquema de redução para a partição dos modos [96]

$$C_1 = \frac{7a^3 + L^3}{2bh^3E_{11}} + \frac{(L^3 - a^3)P^2}{2bh^3E_{11}P_1} + \frac{L(P_1 + P_2) + a(P_1 - P_2)}{bhkG_{13}P_1} + \frac{a^3(P_1 - P_2)}{2bh^3E_{11}P_1} f_{w1} \quad (16)$$

e

$$C_2 = \frac{7a^3 + L^3}{2bh^3E_{11}} + \frac{(L^3 - a^3)P_1}{2bh^3E_{11}P_2} + \frac{L(P_1 + P_2) + a(P_2 - P_1)}{bhkG_{13}P_2} + \frac{a^3(P_2 - P_1)}{2bh^3E_{11}P_2} f_{w1}, \quad (17)$$

$$f_{w1} = 2,71 \left(\frac{h}{a} \right) \left(\frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{1}{4}} + 2,45 \left(\frac{h}{a} \right)^2 \left(\frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{1}{2}} + 1,11 \left(\frac{h}{a} \right)^3 \left(\frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{3}{4}}. \quad (18)$$

As energias de fratura apresentam a seguinte forma:

$$G_1 = \frac{21P_1^2a^2}{4b^2h^3E_{11}} - \frac{3P_1P_2a^2}{4b^2h^3E_{11}} + \frac{P_1(P_1 - P_2)}{4b^2hkG_{13}} + \frac{P_1(P_1 - P_2)a^2}{4bh^3E_{11}} f_{w2} \quad (19)$$

$$G_2 = \frac{21P_2^2a^2}{4b^2h^3E_{11}} - \frac{3P_1P_2a^2}{4b^2h^3E_{11}} + \frac{P_2(P_2 - P_1)}{4b^2hkG_{13}} + \frac{P_2(P_2 - P_1)a^2}{4bh^3E_{11}} f_{w2}, \quad (20)$$

onde

$$f_{w2} = 5,42 \left(\frac{h}{a} \right) \left(\frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{1}{4}} + 2,45 \left(\frac{h}{a} \right)^2 \left(\frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{1}{2}}. \quad (21)$$

As variáveis f_{w1} e f_{w2} são parâmetros para obtenção da flexibilidade dos aderentes do provete SLB pelo método de Szekrényes e Uj.

De acordo com a Figura 27, o problema (a) foi reduzido no problema (b), onde $M_1 = P_1a$, $M_2 = P_2a$, e $M_3 = M_1 + M_2$ são momentos de flexão da ponta da fenda. A soma das equações das taxas de libertação de energia pode ser transformada em:

$$G_T = \frac{21(M_1^2 + M_2^2) - 6M_1M_2 + (M_1 - M_2)^2 (f_T + f_{w2})}{4b^2h^3E_{11}}, \quad (22)$$

onde o esforço transversal f_t é

$$f_T = \frac{1}{k} \frac{E_{11}}{G_{13}} \left(\frac{h}{a} \right)^2. \quad (23)$$

De acordo com Ducept et al. [101], os momentos de flexão equivalentes podem ser decompostos em:

$$M_1 = M_l + M_{ll} \quad (24)$$

$$M_2 = \alpha M_l + \phi M_{ll}, \quad (25)$$

onde M_1 e M_2 são os momentos de flexão equivalentes no substrato 1 e 2, respetivamente, M_I e M_{II} correspondem aos momentos de flexão no modo I e II, respetivamente, e α e ϕ são constantes.

No caso de modo II puro, os braços superiores e inferiores do provete têm a mesma curvatura

$$\frac{12M_{II}}{bh^3E_{11}} = \frac{12\phi M_{II}}{bh^3E_{11}}, \quad (26)$$

o que leva a que $\phi=1$. Conjugando as equações anteriores é possível a separação do termo que contém o produto de $M_I M_{II}$

$$G_{I/II}^* = \frac{9M_I M_{II} (1 + \alpha)}{b^2 h^3 E_{11}}. \quad (27)$$

De modo a cancelar este termo escolhe-se $\alpha=-1$. Então os componentes do modo I e modo II são:

$$G_I = \frac{M_I^2 (12 + f_T + f_{W2})}{b^2 h^3 E_{11}}, \quad (28)$$

$$G_{II} = \frac{9M_{II}^2}{b^2 h^3 E_{11}}. \quad (29)$$

De acordo com as equações anteriores, o corte transversal e o comportamento elástico contribuem apenas para o componente do modo I. Reorganizando a equação dos momentos fletores, obtém-se

$$M_I = \left(\frac{M_1 - M_2}{2} \right), \quad (30)$$

$$M_{II} = \left(\frac{M_1 + M_2}{2} \right). \quad (31)$$

Para o provete SLB, os momentos de flexão reduzidos na ponta da fenda são: $M_1=0$, $M_2=Pa/2$. Tendo em conta as equações de G_I e G_{II} anteriores, as componentes da taxa de libertação de energia são:

$$G_I = \frac{12P^2 a^2}{16b^2 h^3 E_{11}} + \frac{P^2}{16b^2 h k G_{13}} + \frac{P^2 a^2}{16b^2 h^3 E_{11}} \left[5,42 \left(\frac{h}{a} \right) \left(\frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{1}{4}} + 2,45 \left(\frac{h}{a} \right)^2 \left(\frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{1}{2}} \right], \quad (32)$$

$$G_{II} = \frac{9P^2 a^2}{16b^2 h^3 E_{11}}. \quad (33)$$

2.4.2.1.3 Modelo 3- Zhu [102]

Este método é baseado no Método de Szekrényes e Uj [96] e foi modificado através da aplicação da teoria de vigas de Timoshenko e Euler-Bernoulli em conjunto com análises de Winkler-Pasternak e com a análise do efeito de Saint-Venant. A equação para a flexibilidade apresenta a seguinte forma:

$$C = \frac{7a^3 + 2L^3}{8bh^3 E_{11}} + \frac{a + 2L}{8bhkG_{13}} + \frac{a^3}{8bh^3 E_{11}} \left[0,98 \left(\frac{h}{a} \right) \left(\frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{1}{2}} + 0,43 \left(\frac{h}{a} \right)^2 \left(\frac{E_{11}}{E_{33}} \right) \right] \\ + \frac{1}{\pi} \frac{3a^2}{4bh^2 E_{11}} \left(\frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{1}{2}} \frac{a^3}{8bh^3 E_{11}} \left[\begin{array}{l} 5,07 \left(\frac{h}{a} \right) \left(\frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{1}{4}} + 8,58 \left(\frac{h}{a} \right)^2 \left(\frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{1}{2}} \\ + 2,08 \left(\frac{h}{a} \right)^3 \left(\frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{3}{4}} \end{array} \right]. \quad (34)$$

As equações para a taxa de libertação de energia apresentam a seguinte forma:

$$G_I = \frac{12P^2 a^2}{16b^2 h^3 E_{11}} \left[\begin{array}{l} 1 + 0,85 \left(\frac{h}{a} \right) \left(\frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{1}{4}} + 0,71 \left(\frac{h}{a} \right)^2 \left(\frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{1}{2}} \\ + 0,32 \left(\frac{h}{a} \right) \left(\frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{1}{2}} + 0,1 \left(\frac{h}{a} \right)^2 \left(\frac{E_{11}}{E_{33}} \right) \end{array} \right], \quad (35)$$

$$G_{II} = \frac{9P^2 a^2}{16b^2 h^3 E_{11}} \left[1 + 0,22 \left(\frac{h}{a} \right) \left(\frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{1}{2}} + 0,048 \left(\frac{h}{a} \right)^2 \left(\frac{E_{11}}{E_{33}} \right) \right]. \quad (36)$$

2.4.2.1.4 Modelo 4 - Kim et al [103]

Este método permite o uso de diferentes materiais dos substratos, o que permite obter várias condições de carga em modo misto. Tal como a maioria dos esquemas de redução de dados para obter a taxa crítica de libertação de energia de deformação (G_c), este esquema de redução de dados utiliza o método de calibração da flexibilidade baseado na equação de Irwin-Kies.

Em vez de utilizar a teoria das vigas para estimar a relação $C=f(a)$, a determinação experimental da relação entre a flexibilidade e o comprimento da fenda permite a consideração dos efeitos de flexão e corte na ponta da fenda. A flexibilidade e o comprimento da fenda foram assumidos como E_1BC e a/t_1 respetivamente, e a forma usual da relação $C=f(a)$, $C=k(a+\Delta a)^3$, apresenta a seguinte forma:

$$\frac{a}{t_1} = \alpha (E_1BC)^{\frac{1}{3}} + \beta, \quad (37)$$

onde E_1 é o módulo de Young do substrato superior, t_1 a espessura do substrato superior e α , β são constantes que devem ser determinadas experimentalmente. Conjugando as equações (37) e (6), a tenacidade pode ser calculada através da carga crítica da fenda (P_c) como:

$$G_c = \frac{3}{2t_1} \left(\frac{P_c}{B} \right)^2 \frac{(E_1BC)^{\frac{2}{3}}}{\alpha E_1}. \quad (38)$$

Como o provete SLB tem aderentes diferentes, as diferenças entre o coeficiente de expansão térmica de ambos os materiais podem introduzir tensões residuais térmicas no provete. Portanto, as tensões residuais, que contribuem para a taxa de libertação de energia (G_T), devem ser consideradas no cálculo da taxa global de libertação de energia, expressa como:

$$G = G_{\text{mech}} + G_T + G_{\text{int}} \quad (39)$$

onde G_{int} é outro fator que contribui para a taxa global de libertação de energia, que resulta da interação entre as cargas mecânicas e térmicas. Estes termos adicionais foram definidos por Nairn [104] e baseiam-se na teoria das vigas e na mecânica da fratura linear elástica, sendo escritos como:

$$G_T = \frac{1}{2} \frac{E_1 t_1 \Delta \alpha^2 \Delta T^2 (1 + R\lambda^3)}{1 + R\lambda (4 + \lambda (6 + \lambda (4 + R\lambda)))}, \quad (40)$$

$$G_{\text{int}} = \frac{3Pa\Delta T\Delta\alpha(R\lambda^2(1+\lambda))}{Bt_1(1+R\lambda(4+\lambda(6+\lambda(4+R\lambda))))}, \quad (41)$$

onde os termos α é o coeficiente de expansão térmica, λ o rácio entre as espessuras dos substratos 1 e 2, e R rácio entre os módulos de elasticidade dos substratos 1 e 2.

A taxa de libertação de energia total, $G=G_I+G_{II}$, é dividida através da decomposição dos 3 pontos da carga de flexão aplicada na ponta da fenda do provete SLB no modo I e no modo II puro, como mostra a Figura 28.

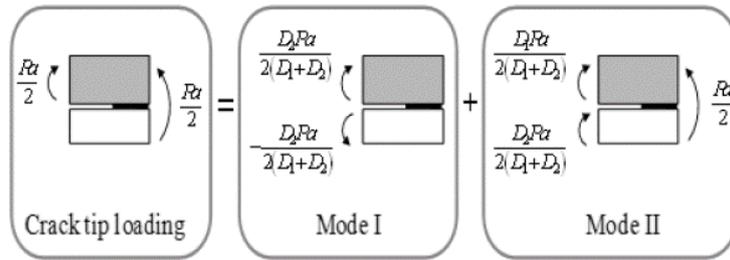


Figura 28- Decomposição dos modos de rotura na extremidade da fenda [103].

A taxa de libertação de energia em cada modo de carregamento pode ser calculada usando a teoria das vigas com as equações:

$$G_I = \frac{P^2 a^2}{8B} \left(\frac{D_2^2}{(D_1 + D_2)^2} \left(\frac{1}{D_1} + \frac{1}{D_2} \right) \right) \quad (42)$$

$$G_{II} = \frac{P^2 a^2}{8B} \left(\frac{1}{(D_1 + D_2)} - \frac{1}{D} \right), \quad (43)$$

onde a rigidez à flexão do substrato 1 e 2 são respetivamente, $D_1=E_1I_1$, $D_2=E_2I_2$ e a rigidez à flexão da junta adesiva é $D=(EI)_{\text{eff}}$.

2.4.2.1.5 Modelo 5 - da Silva et al. [105]

Este esquema de representação de dados é baseado no esquema proposto por Szekrenyes e Uj [96], sendo que a taxa de libertação de energia em cada modo de carregamento é:

$$G_I = \frac{12P^2 a^2}{16b^2 h^3 E} \left[1 + 0,55 \left(\frac{h}{a} \right) + 0,31 \left(\frac{h}{a} \right)^2 + 0,32 \left(\frac{h}{a} \right) \left(\frac{E}{G_s} \right)^{\frac{1}{2}} + 0,1 \left(\frac{h}{a} \right)^2 \left(\frac{E}{G_s} \right) \right] \quad (44)$$

$$G_{II} = \frac{9P^2 a^2}{16b^2 h^3 E} \left[1 + 0,218 \left(\frac{h}{a} \right) \left(\frac{E}{G_s} \right)^{\frac{1}{2}} + 0,048 \left(\frac{h}{a} \right)^2 \left(\frac{E}{G_s} \right) \right], \quad (45)$$

onde nas equações de (44) e (45) a taxa total de libertação de energia de corte é representada pelo termo G_s .

Estas expressões utilizadas são bastante semelhantes às do esquema de redução de dados proposto por Szekrenyes e Uj, apresentando, no entanto, diferentes fatores para cada parâmetro.

2.4.2.2 Métodos baseados num comprimento de fenda equivalente

2.4.2.2.1 Compliance Based Beam Method (CBBM) [106]

Este método tem como base o uso do a_{eq} , em vez do uso de a medido experimentalmente durante o ensaio. Este método é útil porque um dos aspetos de maior dificuldade associado ao estudo da tenacidade do adesivo é a monitorização do comprimento de fenda ao longo do ensaio. Por outro lado, este método também permite considerar a zona afetada plasticamente pela propagação da fenda.

Tendo por base a Teoria das vigas de Timoshenko, a equação para a flexibilidade entre o ponto de carga e o comprimento da fenda é:

$$C = \frac{7a^3 + 2L^3}{8E_1 B h^3} + \frac{3(a + 2L)}{20G_{13} B h}. \quad (46)$$

De modo a estimar o módulo de elasticidade à flexão E_f , que irá substituir E_1 , são usados o comprimento de fenda inicial e a flexibilidade no momento da criação da fenda na equação:

$$E_f = \left(C_0 - \frac{3(a_0 + 2L)}{20G_{13} B h} \right) \frac{7a_0^3 + 2L^3}{8B h^3}. \quad (47)$$

A equação (47) pode ser utilizada para obter o comprimento de fenda equivalente durante a propagação como uma função da flexibilidade ($a_e = f(C)$), que envolve cálculos avançados, sendo a equação resultante:

$$a_{eq} = \left(\frac{1}{6B} \right) A - \frac{2h}{A}. \quad (48)$$

A é obtido pela seguinte expressão:

$$A = \left[\left(-180C + 12 \sqrt{3 \left(\frac{4h^3 + 27C_3^2 B}{B} \right)} \right) B^2 \right]^{\frac{1}{3}}. \quad (49)$$

Para se conseguir resultados por esta equação ainda é necessário determinar o valor de C_3 pela seguinte expressão:

$$C_3 = \frac{2l^3}{32E_f B h^3} + \frac{6L}{20G_{13} B h} - C. \quad (50)$$

Recorrendo ao uso da equação de Irwin-Kies, a tenacidade à fratura pode ser obtida através da seguinte equação:

$$G_T = \frac{21P^2 a_e^2}{16E_f B^2 h^3} + \frac{3P^2}{40G_{13} B^2 h}. \quad (51)$$

De acordo com o método de Szekrényes, as componentes da taxa de libertação de energia à fratura para modo I e modo II são

$$G_I = \frac{3P^2 a_e^2}{4E_f B^2 h^3} + \frac{3P^2}{40G_{13} B^2 h}, \quad (52)$$

$$G_{II} = \frac{9P^2 a_e^2}{16E_f B^2 h^3}. \quad (53)$$

2.4.2.3 Método do integral-J

Rice [24] desenvolveu o método J-integral em 1968, com o objetivo de caracterizar a concentração de tensões próximo de fendas e entalhes. Sua formulação original, para o integral-J, pode ser expressa como:

$$J = \int_C (W n_k - \sigma_{ij} u_{i,k} n_j) ds, \quad (54)$$

onde $W n_k$ é a densidade de energia de deformação, σ_{ij} o tensor de tensão, u_i o vetor de deslocamento, n_j o vetor normal externo do contorno C , representado na Figura 29, e ds um elemento de comprimento de arco ao longo de C . Esta formulação considera um corpo homogêneo de material elástico linear ou não linear livre de forças por unidade de volume, submetido a um campo de deformação 2D. Posteriormente, o método foi reformulado para poder considerar não apenas os materiais compósitos ortotrópicos, mas também os campos de deformação tridimensionais (3D), onde o vetor J_k foi definido da seguinte forma:

$$J_k = \int_C (W n_k - \sigma_{ij} u_{i,k} n_j) ds + \int_A (W \delta_{k3} - \sigma_{i3} u_{i,k})_{,3} da, \quad k=1,2 \quad (55)$$

e

$$J_3 = \int_C (W_3 n_1 - \sigma_{3j} u_{3,1} n_j) ds, \quad (56)$$

onde δ_{ij} é o tensor de Kronecker e A área delimitada por C .

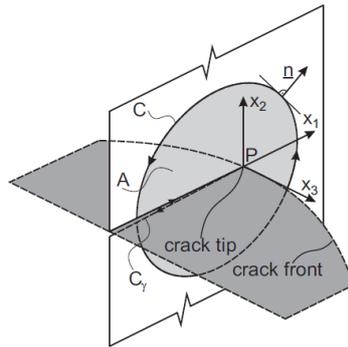


Figura 29 - Sistema de referência para o integral-J-3D [107]

O contorno C inclui a extremidade da fenda e sua integração é realizada em sentido anti-horário (Figura 29). Se as condições estáticas forem consideradas, o integral-J é equivalente à taxa de libertação de energia (G). O integral-J é um método eficiente quando a relação entre a energia de deformação (U) e o trabalho das forças externas (W_f), em função do comprimento da fenda (a), tornam difícil a determinação da taxa de libertação de energia (G) com o modelo de fratura original de Griffith:

$$G = \frac{\partial U}{\partial A} - \frac{\partial W_f}{\partial A} \tag{57}$$

O método do integral-J tem vindo a ser aplicado em diversos testes, como modo I, modo II e modo misto, que combina os dois modos. Um dos testes de modo misto para os quais o integral-J é aplicável é o teste SLB. De acordo com a Figura 30, o substrato inferior da amostra SLB não está sujeito a nenhum tipo de carga, o que significa que é razoável calcular os dois modos, I e II, individualmente.

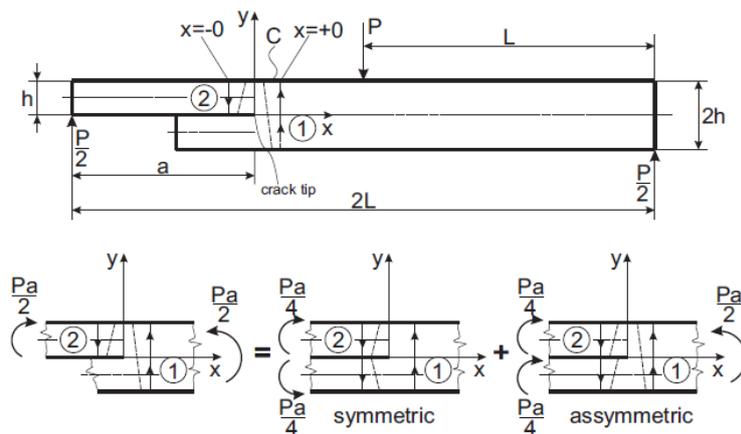


Figura 30 - Decomposição de tensão e caminho de integração para o provete SLB [107]

Shivakumar e Raju [108] propuseram um método de decomposição de modos que considera a separação entre o deslocamento e os componentes da deformação em

partes simétricas e assimétricas. O método foi posteriormente revisado por Rigby e Aliabadi [109] e desde então tem sido validado em diversos estudos.

Decompondo o estado de tensão do provete SLB, considerando a hipótese de condições de carga DCB, onde o momento fletor é definido por $Pa/2$, e uma amostra ENF, o modelo analítico pode ser simplificado, como representado na Figura 31.

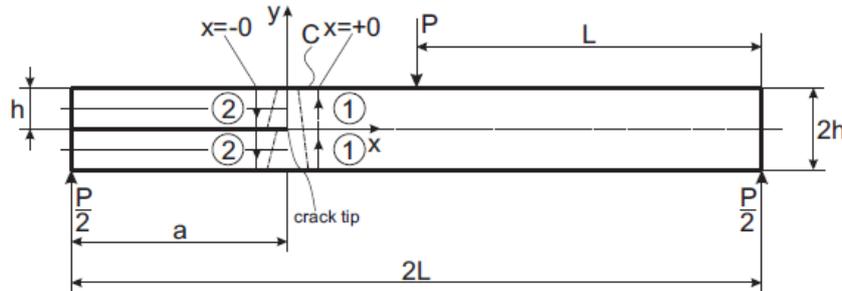


Figura 31 - Caminho de integração para provetes ENF [107]

Através deste modelo de simplificação, o método proposto por Shivakumar e Raju [108] pode ser considerado como equivalente ao método global de Williams [99]. As equações deduzidas finais para as componentes da taxa de libertação de energia, usando o método integral-J, podem ser expressas como:

$$J_I = \frac{12P^2 a^2}{16b^2 h^3 E} \quad (58)$$

e

$$J_{II} = \frac{9P^2 a^2}{16b^2 h^3 E} \quad (59)$$

Assim, a equação da taxa de libertação de energia, em condições de modo misto, pode ser expressa como:

$$J_{I/II} = \frac{21P^2 a^2}{16b^2 h^3 E} \quad (60)$$

Ji et al. [110] propuseram uma formulação alternativa do método do integral-J, para a avaliação da taxa de libertação de energia em modo misto, considerando uma amostra tradicional SLB. Para que a formulação seja eficaz, várias condições devem ser asseguradas, por exemplo: os aderentes e adesivo devem ter um comportamento elástico (linear ou não linear), durante o teste de fratura. Além disso, o processo de carregamento deve ser contínuo, sem descarga súbita, a fim de promover uma falha coesiva e garantir que a deformação plástica da camada intermédia do adesivo se comporte de maneira não linear. A base analítica da formulação proposta por Ji et al.

[110] foi baseada no estudo de Ouyang et al. [111], onde as respectivas equações podem ser expressas como:

$$\frac{D_2 D_1}{(D_1 + D_2)} \frac{d^4 w}{dx^4} = \frac{\xi_1 - \frac{\delta''''}{\tau'}}{\xi_2 - \frac{\delta''''}{\tau'}} \sigma(w) \quad (61)$$

e

$$\delta'' + \left(\frac{h_1}{2D_1} Q_1 + \frac{h_2}{2D_2} Q_2 \right) = \left(\frac{h_1^2}{4D_1} + \frac{h_2^2}{4D_2} + \frac{1}{A_1} + \frac{1}{A_2} \right) \tau, \quad (62)$$

onde w e δ são a separação normal e o deslizamento tangencial, respetivamente, entre a fibra inferior do substrato superior e a fibra superior do substrato inferior, σ e τ são as tensões normais e de interface de corte, a espessura do substrato, onde o índice i se refere a ambos os substratos do provete ($i=1,2$), A_i e D_i são a rigidez axial e de flexão do substrato i por unidade de largura considerando uma condição de deformação plana, e o Q_i é a força de corte aplicada ao substrato i . Os parâmetros de simplificação ξ_1 e ξ_2 podem ser obtidos da seguinte forma:

$$\xi_1 = \frac{1}{A_1} + \frac{1}{A_2} + \frac{(h_1 + h_2)^2}{4(D_1 + D_2)} \quad (63)$$

e

$$\xi_2 = \frac{h_1^2}{4D_1} + \frac{h_2^2}{4D_2} + \frac{1}{A_1} + \frac{1}{A_2}. \quad (64)$$

A combinação de separação normal, separação tangencial, tensão normal e tensão de corte, representados na equação (61), pressupõem que, não só os diferentes modos de carregamento se manifestam simultaneamente, como também estão intrinsecamente acoplados. Se os dois substratos que formam a junta adesiva forem idênticos, as seguintes relações podem ser consideradas:

$$D_1 = D_2 = D, \quad h_1 = h_2 = h \quad \text{e} \quad \xi_1 = \xi_2, \quad (65)$$

Assim, a equação (61) e (62) podem ser simplificadas como:

$$\frac{D}{2} \frac{d^4 w}{dx^4} = \sigma(w) \quad (66)$$

e

$$\delta'' + \frac{h}{2D}(Q_1 + Q_2) = \left(\frac{h^2}{2D} + \frac{2}{A} \right) \tau, \quad (67)$$

onde, para facilitar a análise global, as forças de corte das respectivas vigas (Q_1 e Q_2) são somadas, estabelecendo assim as forças de corte resultantes na junta adesiva (Q_T). Portanto, a equação (67) pode ser simplificada como:

$$\delta'' + \frac{h}{2D}Q_T = \left(\frac{h^2}{2D} + \frac{2}{A} \right) \tau. \quad (68)$$

As equações vigentes, simplificadas em Eq. (66) e (68), representam o modos de fractura I e II, respectivamente. Através de operações analíticas de derivação, poderá deduzir-se a taxa de libertação de energia para modo I e II. Ouyang et al. [111] definiram a taxa de libertação de energia para o componente de modo I (J_I), expresso como:

$$J_I(w_0) = \int_0^{w_0} \sigma(w) dw = \frac{Q_T}{2} \theta_p, \quad (69)$$

onde θ_p é a rotação relativa entre os dois aderentes na linha de carregamento e w_0 é a separação normal local entre os dois aderentes na secção transversal da extremidade da fenda. Para o provete SLB, considerando o carregamento a meio vão, o que resulta em $P=2Q_T$, a taxa de libertação de energia em modo I (J_I) pode ser expressa como:

$$J_I(w_0) = \int_0^{w_0} \sigma(w) dw = \frac{P}{4} \theta_p. \quad (70)$$

Quanto à taxa de libertação de energia para a componente do modo II (J_{II}), Ouyang et al. [111] definiram a seguinte expressão:

$$J_{II}(\delta_0) = \int_0^{\delta_0} \tau(\delta) d\delta = \frac{\frac{1}{2} \left(\frac{h}{D} \right)^2 Q_T^2 a^2 + \frac{hQ_T}{2D} \delta_0}{\frac{2}{A} + \frac{h^2}{2D}}, \quad (71)$$

onde δ_0 é o deslizamento tangencial local entre os dois aderentes na secção transversal da extremidade da fenda. A teoria do integral-J permite a avaliação da tensão normal interfacial (σ) e da tensão tangencial (τ) através das seguintes equações:

$$\sigma(w) = \frac{\partial J_I(w_0)}{\partial w_0} = \frac{\partial \left\{ \frac{1}{4} P \theta_p \right\}}{\partial w_0} \quad (72)$$

e

$$\tau(\delta) = \frac{\partial J_{II}(\delta_0)}{\partial \delta_0} = - \frac{\partial \left\{ \frac{\frac{1}{2} \left(\frac{h a P}{2D} \right)^2 + \frac{h P}{2D} \delta_0}{\frac{2}{A} + \frac{h^2}{2D}} \right\}}{\partial \delta_0}. \quad (73)$$

Além disso, a equação (72) e (73) permitem a dedução das leis coesivas para os modos de tração e de corte, respetivamente. Posteriormente, as leis coesivas podem ser usadas para prever a resistência das juntas adesivas.

2.5 Modelação de juntas adesivas pelo método direto

Neste subcapítulo são destacados alguns estudos onde foi utilizada a modelação de juntas adesivas pelo método direto. Expondo de forma resumida, consideram-se os estudos de Constante et al. [112] e Leitão et al. [113], onde foram estimadas as leis coesivas à tração e corte, respetivamente, com a utilização do método direto e, por fim, os estudos de Carvalho et al. [114, 115] que, através do método direto, possibilitaram a previsão da resistência em juntas de sobreposição simples (JSS) e juntas de sobreposição dupla (JSD).

2.5.1 Leis MDC e G_{IC} calculados através dos métodos convencionais e com o integral-J

O estudo de Constante et al. [112] teve como objetivo estimar a G_{IC} de juntas adesivas pelo ensaio DCB. Neste estudo foi utilizado o integral-J, para permitir obter a lei coesiva à tração. Os resultados de G_{IC} obtidos pelo integral-J foram comparados com os métodos convencionais (métodos que requerem a medição do comprimento da fenda e métodos baseados no comprimento de fenda equivalente) tais como *Compliance Calibration Method* (CCM), *Corrected Beam Theory* (CBT) e *Compliance Based Beam Method* (CBBM).

A Tabela 2 agrupa os resultados para o cálculo de G_{IC} para os métodos convencionais assim como também para o integral-J (representado na tabela por J).

Tabela 2 – Valores de G_{IC} (N/mm) obtidos para os adesivos Araldite® AV138, Araldite® 2015 e Sikaforce® 7888, adaptado de [112]

Provete	Araldite® AV138				Araldite® 2015				Sikaforce® 7888			
	CCM	CBT	CBBM	J	CCM	CBT	CBBM	J	CCM	CBT	CBBM	J
1	0,200	0,237	0,231	0,224	0,403	0,431	0,444	0,437	-	1,433	1,423	1,246
2	0,219	0,241	0,247	0,252	0,387	0,484	0,467	0,434	1,277	1,580	1,789	1,533
3	0,193	0,215	0,234	0,231	0,576	0,484	0,492	0,494	1,166	1,163	1,208	1,220
4	-	0,291	0,310	0,329	0,399	0,471	0,460	0,456	1,413	1,538	1,557	1,418
5	0,189	0,237	0,254	0,237	0,590	0,676	0,709	0,665	0,707	0,80	0,791	0,783
6	0,195	0,206	0,217	0,197	0,619	0,632	0,663	0,712	-	-	-	-
Média	0,199	0,238	0,249	0,245	0,496	0,530	0,539	0,533	1,141	1,299	1,354	1,240
Desvio	0,012	0,03	0,033	0,045	0,110	0,099	0,116	0,123	0,306	0,332	0,379	0,286

Neste estudo foi concluído que a correlação entre todos os métodos de obtenção de G_{IC} para os três adesivos foi consistente, apesar de existirem ligeiras diferenças entre os valores obtidos.

Na Figura 32 podem-se observar as leis $G_{IC} - \delta_n$ representativas para cada adesivo estudado, que posteriormente foram utilizadas para obter as leis coesivas à tração.

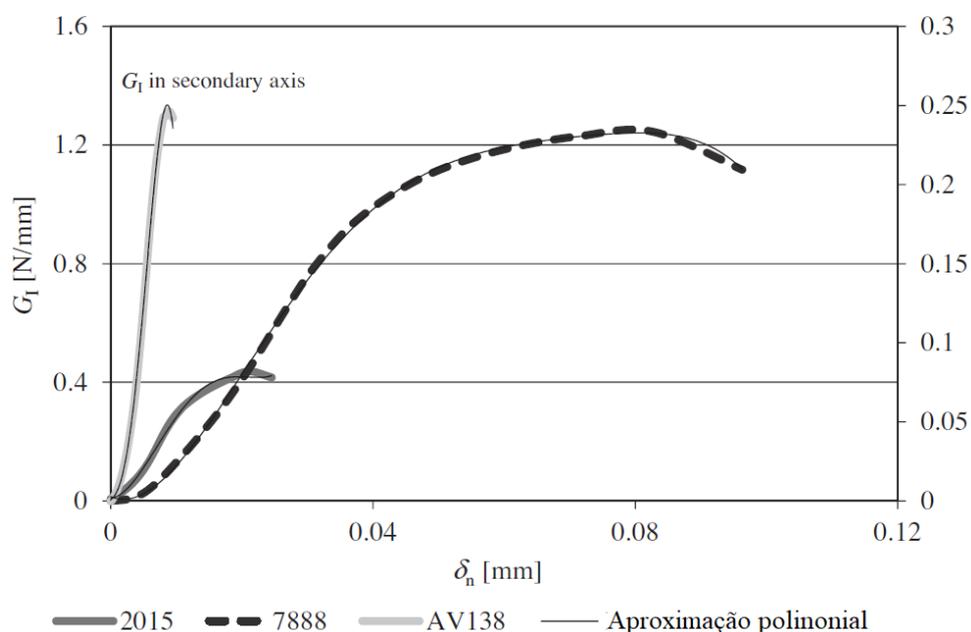


Figura 32 - Leis $G_{IC} - \delta_n$ representativas para cada adesivo testado e respectivas aproximações polinomiais (adaptado de [112])

As leis coesivas dos adesivos em tração foram obtidas por diferenciação das leis representadas na Figura 32 onde a tensão normal é representado por t_n e o deslocamento normal por δ_n , conforme ilustrado na Figura 33.

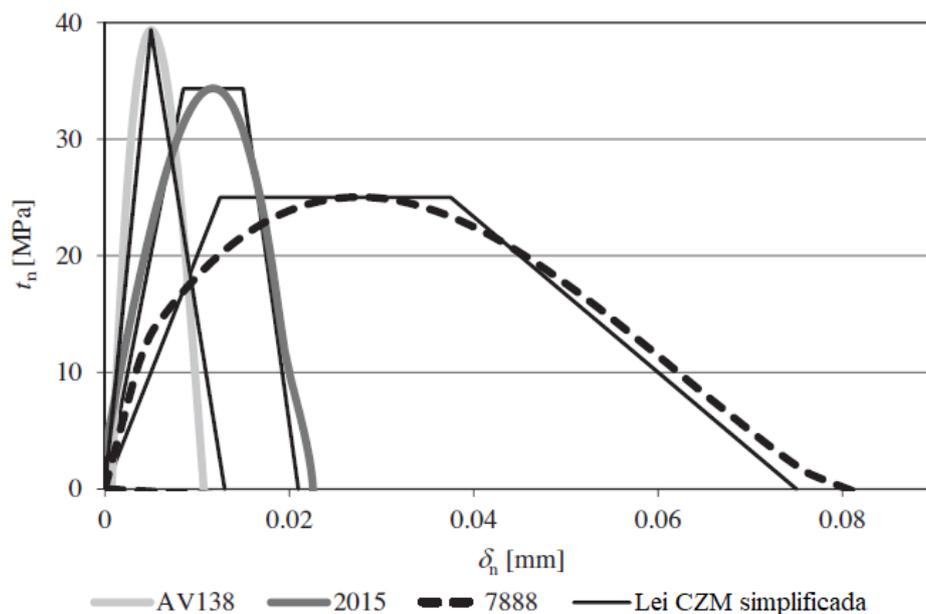


Figura 33 - Leis $\tau_n - \delta_n$ ou MDC representativas para cada adesivo testado e leis MDC simplificadas [112]

Foi concluído que o Araldite® AV138, adesivo frágil, poderá ser modelado por uma lei coesiva triangular, mas os mais dúcteis como Araldite® 2015 e Sikaforce® 7888, poderão ser modelados por uma lei coesiva trapezoidal.

2.5.2 Leis MDC e G_{IIC} calculados através dos métodos convencionais e com o integral-J

O estudo de Leitão et al. [113] avalia experimentalmente a G_{IIC} e lei coesiva ao corte de juntas adesivas para três adesivos com ductilidade distinta. O G_{IIC} foi caracterizado por técnicas convencionais e pelo integral-J.

Para o integral-J, é utilizado um método de correlação de imagem digital para estimar o deslocamento de corte (δ_s) da camada adesiva na ponta da fenda durante o teste, acoplado a uma sub-rotina Matlab® para extração automática desse parâmetro. Como resultado deste trabalho, são fornecidos dados de fratura ao corte para cada adesivo, que mostraram as diferenças marcantes entre os três adesivos avaliados.

A Tabela 3 resume os resultados obtidos para o cálculo de G_{IIC} para os métodos convencionais e o integral-J (representado na tabela por J). Neste estudo foi concluído que todos os métodos mostraram uma boa concordância para juntas ligadas com o mesmo adesivo. No entanto, entre métodos o CBT mostrou valores menores de G_{IIC} (aproximadamente 17%).

Tabela 3 – Valores de G_{IIc} [N/mm] obtidos para os adesivos Araldite® AV138, Araldite® 2015 e Sikaforce® 7888, adaptado de [113]

Provete	Araldite® AV138				Araldite® 2015				Sikaforce® 7888	
	CCM	CBT	CBBM	J	CCM	CBT	CBBM	J	CBBM	J
1	0,469	0,440	0,572	0,552	3,029	2,644	3,420	3,444	5,825	-
2	-	0,566	0,712	0,732	-	-	-	3,585	5,877	5,067
3	-	0,608	0,724	0,676	3,675	2,177	2,545	2,873	5,474	6,050
4	-	-	-	-	3,214	2,542	2,943	3,298	4,813	5,360
5	-	0,519	0,594	0,566	2,812	2,476	2,801	3,123	5,676	6,070
6	0,568	0,487	0,562	0,533	3,357	2,644	3,136	3,140	5,648	5,173
7	0,605	0,478	0,576	0,523	2,696	2,624	2,901	3,080	5,619	5,790
8	0,603	0,481	0,585	0,479	3,008	2,512	3,025	2,901	-	6,160
Média	0,561	0,511	0,618	0,580	3,113	2,517	2,967	3,181	5,562	5,667
Desvio	0,064	0,058	0,069	0,09	0,334	0,164	0,273	0,249	0,356	0,459

A Figura 34 ilustra as leis $G_{IIc} - \delta_n$ representativas para cada adesivo estudado, onde por diferenciação obtemos as leis coesivas representadas na Figura 35.

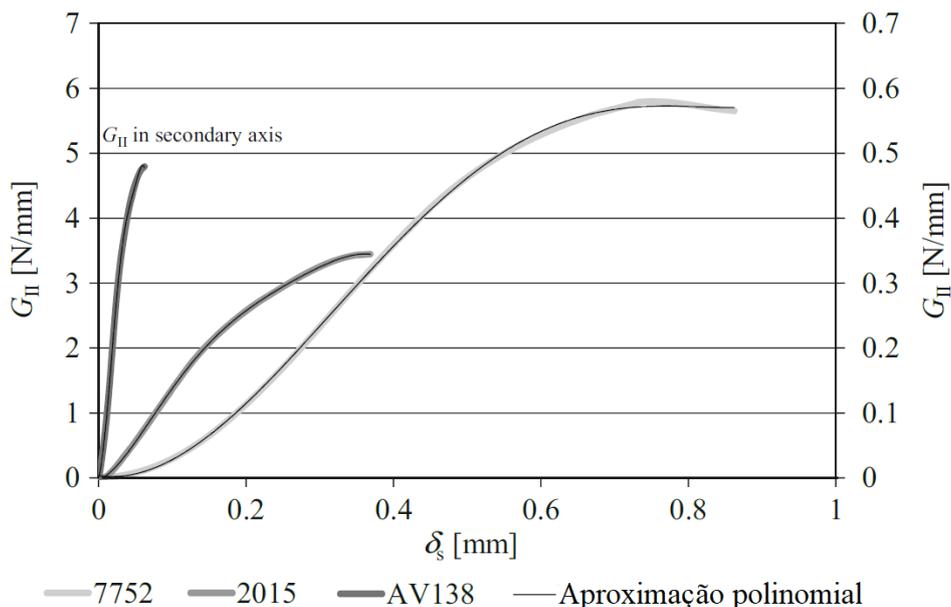


Figura 34 - Gráfico de $G_{IIc} - \delta_s$ para cada provete testado para cada adesivo: curva obtidas experimentalmente e curvas com ajuste polinomial (adaptado de [113])

Os resultados da Figura 35, onde estão apresentados os valores de tensão de corte (t_s) em função (δ_s), também podem ser comparados com a análise de Constante et al. [112] no que diz respeito à estimativa da lei de coesiva pelo método direto, o Araldite® AV138, adesivo frágil, foi modelado com uma lei coesiva triangular, enquanto os mais dúcteis, Araldite® 2015 e Sikaforce® 7888, poderão ser modelados por uma lei coesiva trapezoidal.

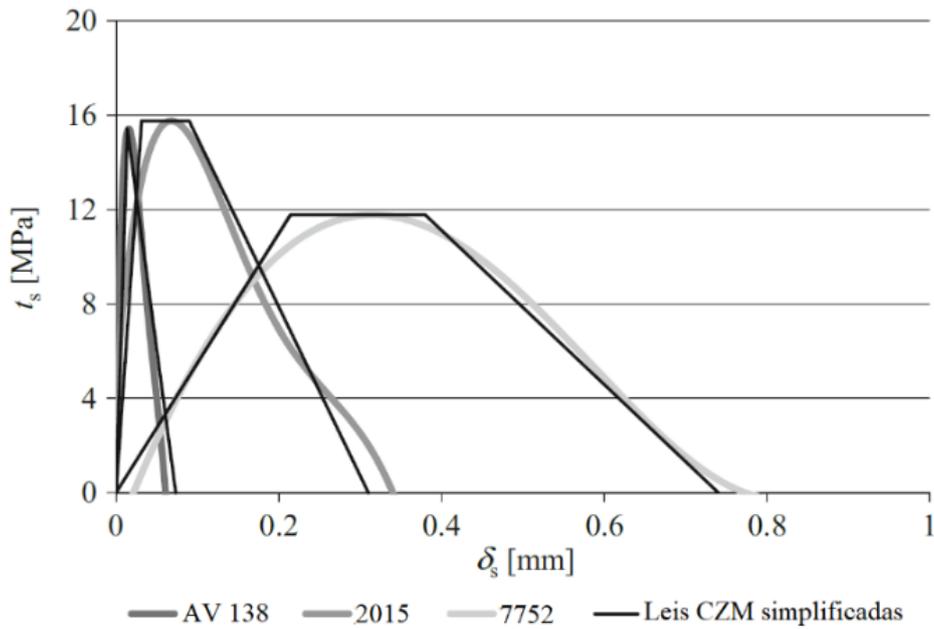


Figura 35 – Comparação representativa das curvas $\tau_s - \delta_s$ para cada adesivo com as leis MDC simplificadas, adaptado de [113]

2.5.3 Leis MDC e G_{IC} e G_{IIC} calculados pelo integral-J para JSS e JSD

Os estudos de Carvalho et al. [114, 115] validaram leis coesivas em tração e corte de diferentes adesivos, estimadas através do método direto, na previsão da resistência em juntas de solicitação mista. Foram realizados testes em JSS e JSD com diferentes comprimentos de sobreposição (L_0) e adesivos com diferente ductilidade.

As leis coesivas em modo puro serviram de base para a criação de leis simplificadas triangulares, trapezoidais e lineares exponenciais, que foram testadas para cada um dos adesivos. A Figura 36 ilustra a taxa de libertação de energia no modo I e II obtidos pelo método direto e a Figura 37 as respectivas leis coesivas em modo puro.

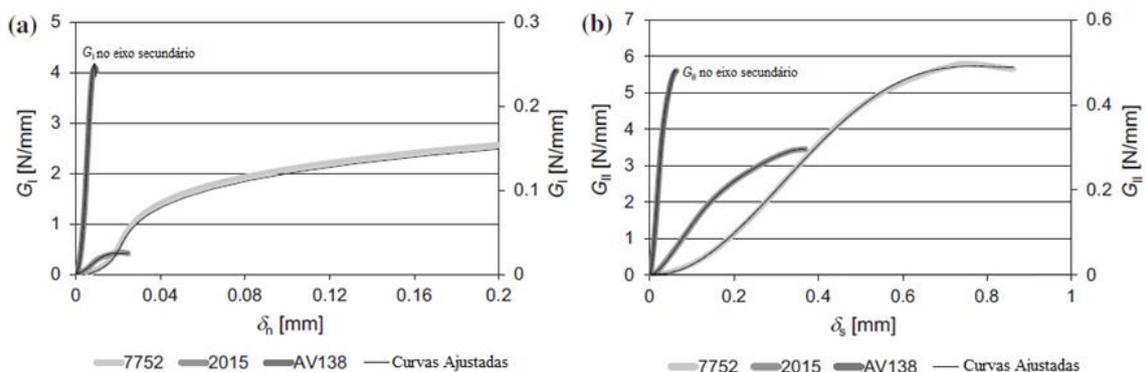


Figura 36 - Gráfico de $G_I - \delta_n$ (a) e $G_{II} - \delta_s$ (b) para cada adesivo testado e respetiva aproximação polinomial, adaptado de [114]

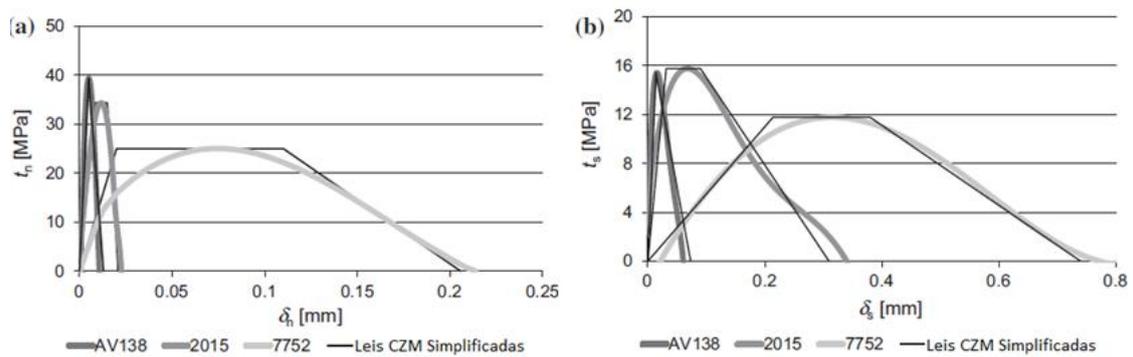


Figura 37 – Comparação das curvas $t_n-\delta_n$ (a) e $t_s-\delta_s$ (b) para cada um dos adesivos, adaptado de [114]

A validação das mesmas consumou-se por comparação das previsões numéricas com os resultados experimentais. A Figura 38 ilustra as curvas $P-\delta$ e Figura 39 a carga máxima P_m em função de L_0 compara os resultados obtidos experimentalmente com os resultados numéricos resultantes da utilização das leis coesivas da Figura 37.

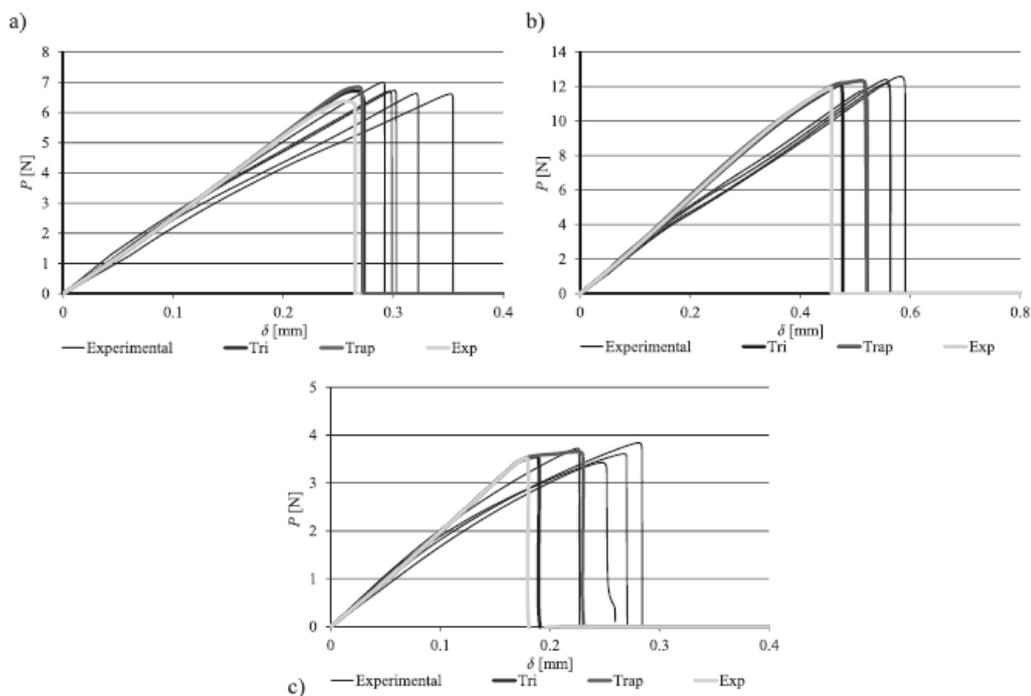


Figura 38 – Curvas $P-\delta$ numéricas e experimentais obtidas para juntas JSS considerando as leis coesivas triangular, trapezoidal e linear-exponencial: Araldite® AV138 e $L_0=25$ mm (a), Araldite® 2015 e $L_0=37.5$ mm (b) e Sikaforce® 7752 e $L_0=12.5$ mm (c) [115]

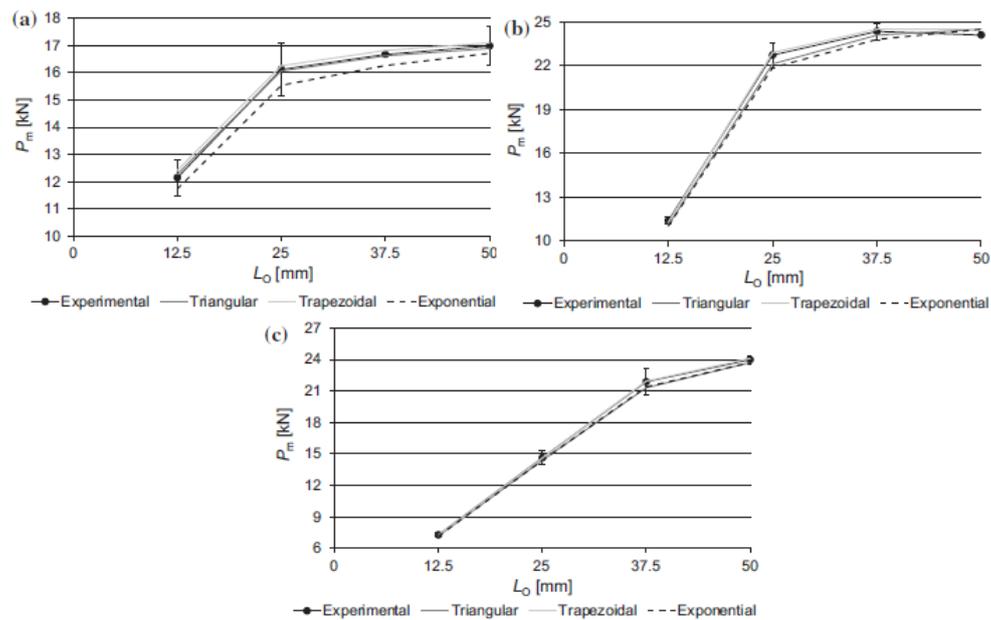


Figura 39 – Comparação entre os valores numéricos e experimentais de P_m em função de L_0 para juntas JSD considerando os adesivos Araldite® AV138 (a), Araldite® 2015 (b) e Sikaforce® 7752 (c) [114]

Este estudo permitiu concluir que a utilização do método direto permitiu obter previsões de resistência bastante precisas, indicando as formas de leis coesivas mais adequadas para cada conjunto adesivo/geometria de junta. Para além disso, para as condições geométricas e materiais consideradas, este estudo permitiu concluir que não se cometem erros significativos na escolha de uma lei menos adequada.

DESENVOLVIMENTO

3.1 TRABALHO EXPERIMENTAL

3.2 TRABALHO NUMÉRICO

3 DESENVOLVIMENTO

3.1 Trabalho experimental

Neste ponto serão detalhadas as várias etapas envolvidas no trabalho experimental desenvolvido no trabalho de Loureiro [1], começando descrição das propriedades mecânicas dos substratos e as propriedades mecânica e de fratura dos adesivos, a geometria das juntas, processo de fabrico e procedimento dos ensaios. A análise dos dados recolhidos inclui as curvas $P-\delta$, curvas R (obtidas pelas abordagens de Ji et al. [110] e Williams [99]), envelopes de fratura e por último as leis coesivas.

3.1.1 Materiais utilizados

Neste ponto estão apresentados os materiais utilizados nos substratos e nos adesivos, e as suas principais propriedades. O material escolhido para o fabrico dos provetes foi o compósito reforçado com fibra de carbono, em detrimento de outros materiais como, por exemplo, o alumínio. Este material foi escolhido de modo a que os substratos não sofram deformação plástica durante os ensaios, que iria afetar os resultados obtidos.

3.1.1.1 Substratos

Para o fabrico dos substratos optou-se por um compósito pré impregnado e unidirecional de matriz polimérica de resina epóxida reforçada com fibra de carbono, (SEAL® Texipreg HS 160 RM). O pré-impregnado utilizado foi adquirido em formato de rolo com 0,15 mm. De modo a se obter a espessura de 3 mm foram utilizadas 20 camadas de pré-impregnado, cortado com as medidas pretendidas. Na Tabela 4 estão indicadas as propriedades elásticas ortotrópicas deste material.

Tabela 4 - Propriedades elásticas ortotrópicas do compósito reforçado com fibras de carbono, com as fibras alinhadas unidirecionalmente na direção x [1]

$E_x=1,09E+05$ MPa	$\nu_{xy}=0,342$	$G_{xy}=4315$ MPa
$E_y=8819$ MPa	$\nu_{xz}=0,342$	$G_{xz}=4315$ MPa
$E_z=8819$ MPa	$\nu_{yz}=0,380$	$G_{yz}=3200$ MPa

3.1.1.2 Adesivos

Este capítulo descreve os três adesivos utilizados neste trabalho. Dos três adesivos selecionados, todos eles compostos pela resina e endurecedor, dois deles são epóxidos (Araldite® AV138 e 2015) e um poliuretano (Sikaforce® 7752) [1]. Estes adesivos

apresentam uma ductilidade crescente pela ordem apresentada, desde a consideração de um adesivo frágil até um adesivo bastante dúctil, o que vai permitir a caracterização e modelação dos ensaios em condições diferentes [1].

Todos estes adesivos são de fácil aplicação devido à viscosidade relativamente baixa. Por outro lado, esta forma bicomponente é vantajosa em relação à de película, pois permite flexibilidade na escolha da espessura da camada adesiva, e também compensar alguma falta de planeza dos aderentes.

3.1.1.2.1 Araldite® AV138

O Araldite® AV138, juntamente com o endurecedor HV998, é um adesivo do fabricante Huntsman Advanced Materials, considerado estrutural e de base epóxida, termoendurecível de dois componentes. É um adesivo que se apresenta na forma de pasta tixotrópica de cura à temperatura ambiente, com baixa emissão de gases e perdas voláteis, excelente resistência química e resistente a temperaturas até 120°C [1]. A Tabela 5 indica as propriedades mecânicas elásticas e de fratura mais relevantes do adesivo, obtidas em trabalhos realizados anteriormente [1].

Tabela 5 - Propriedades mecânicas e de fratura do adesivo Araldite® AV138 [1]

Propriedades	Araldite® AV138
Módulo de Young/Elasticidade, E [GPa]	4,89±0,81
Coefficiente de Poisson, ν	0,35 ^a
Tensão de cedência à tração, σ_y [MPa]	36,49±2,47
Tensão de rotura à tração, σ_f [MPa]	39,45±3,18
Deformação de rotura à tração, ϵ_f [%]	1,21±0,10
Módulo de elasticidade transversal, G_{xy} [GPa]	1,56±0,01
Tensão de cedência ao corte, τ_y [MPa]	25,10±0,33
Tensão de rotura ao corte, τ_f [MPa]	30,20±0,40
Deformação de rotura ao corte, γ_f [%]	7,80±0,7
Tenacidade à tração, G_{IC} [N/mm]	0,20 ^b
Tenacidade ao corte, G_{IIC} [N/mm]	0,38 ^b
^a valor do fabricante	
^b valores estimados na referência [116]	

3.1.1.2.2 Araldite® 2015

O Araldite® 2015 é um adesivo do fabricante Huntsman Advanced Materials considerado estrutural, de base epóxida, termoendurecível de dois componentes,

apresentado na forma de pasta tixotrópica de cura à temperatura ambiente, com baixa contração e uma alta resistência ao corte e clivagem, com uma ductilidade moderada. A Tabela 6 indica as propriedades mecânicas e de fratura mais relevantes deste adesivo, obtidas em trabalhos realizados anteriormente [1].

Tabela 6 - Propriedades mecânicas e de fratura do adesivo Araldite® 2015 [1]

Propriedades	Araldite® 2015
Módulo de Young/Elasticidade, E [GPa]	1,85±0,21
Coefficiente de Poisson, ν	0,35 ^a
Tensão de cedência à tração, σ_y [MPa]	12,63±0,61
Tensão de rotura à tração, σ_f [MPa]	21,63±1,61
Deformação de rotura à tração, ϵ_f [%]	4,77±0,15
Módulo de elasticidade transversal, G_{xy} [GPa]	0,56±0,21
Tensão de cedência ao corte, τ_y [MPa]	14,60±1,30
Tensão de rotura ao corte, τ_f [MPa]	17,90±1,80
Deformação de rotura ao corte, γ_f [%]	43,90±3,4
Tenacidade à tração, G_{IC} [N/mm]	0,43±0,02
Tenacidade ao corte, G_{IIC} [N/mm]	4,70±0,34

^a valor do fabricante

3.1.1.2.3 Sikaforce® 7752

O Sikaforce® 7752 L60 (VP) é um adesivo à base de poliuretano, estrutural tixotrópico de 2 componentes, formado por uma resina polioliol com cargas e endurecedor de base isocianato, com baixa emissão de gases e perdas voláteis e com boa resistência a altas temperaturas. O Sikaforce® 7752 é um adesivo que cura à temperatura ambiente, com boa resistência ao envelhecimento e à exposição química, com grande resistência ao impacto e bastante flexível a baixas temperaturas. A Tabela 7 indica os valores mais relevantes das propriedades mecânicas e de fratura do adesivo, obtidas num trabalho realizado anteriormente [1].

Tabela 7 - Propriedades mecânicas e de fratura do adesivo Sikaforce® 7752 [1]

Propriedades	Sikaforce® 7752
Módulo de Young/Elasticidade, E [GPa]	0,49±0,09
Coeficiente de Poisson, ν	0,30 ^a
Tensão de cedência à tração, σ_y [MPa]	3,24±0,48
Tensão de rotura à tração, σ_f [MPa]	11,48±0,25
Deformação de rotura à tração, ε_f [%]	19,18±1,40
Módulo de elasticidade transversal, G_{xy} [GPa]	0,19±0,01
Tensão de cedência ao corte, τ_y [MPa]	5,16±1,14
Tensão de rotura ao corte, τ_f [MPa]	10,17±0,64
Deformação de rotura ao corte, γ_f [%]	54,82±6,38
Tenacidade à tração, G_{IC} [N/mm]	2,36±0,17
Tenacidade ao corte, G_{IIC} [N/mm]	5,41±0,47

^a valor do fabricante

3.1.2 Geometria das juntas

Na Figura 40 está representada a geometria do provete SLB, onde a geométrica do provete obedece a uma razão de 70/100 entre a_0 e L , um critério testado e validado em outros estudos [1]. As dimensões utilizadas foram as seguintes: $L=125$ mm, $B=15$ mm, $a_0=87,5$ mm, $h=3$ mm e a espessura do adesivo $t_A=1$ mm [1].

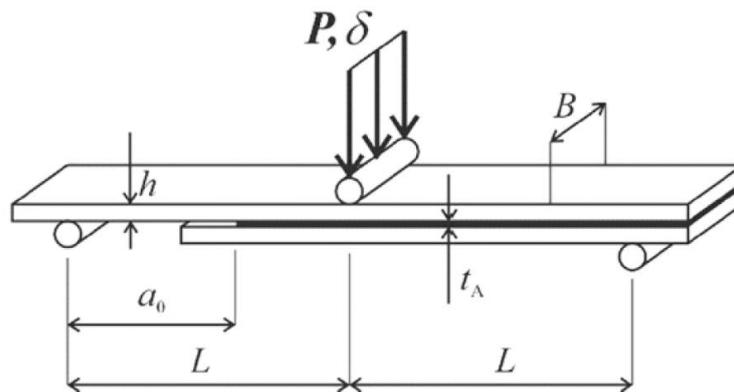


Figura 40 - Geometria do provete SLB [1]

A espessura total da junta adesiva tinha um valor de 7 mm. Devido à geometria SLB, o aderente superior foi fabricado com 280 mm de comprimento, enquanto o aderente inferior foi cortado para 200 mm [1].

3.1.3 Processo de fabrico

Para a realização dos ensaios foram necessários fabricar de 21 provetes (7 para cada adesivo). Para o fabrico das placas foi utilizado um rolo de 0,15 mm de espessura de pré-impregnado, que foi cortado nas medidas pretendidas de modo a ser empilhado até ser obtida a espessura desejada (para tal foram utilizadas 20 camadas de pré-impregnado). Após terminar o empilhamento, as placas são colocadas num molde constituído por 2 tampas de alumínio e por uma moldura de aço colocada no interior das tampas. De seguida a placa é inserida no molde, que é colocado numa prensa de pratos quentes com uma pressão constante de 3 bar, e realizado o ciclo térmico indicado na Figura 41.

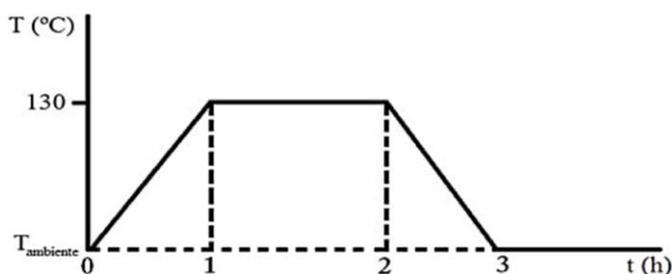


Figura 41 - Ciclo térmico aplicado às placas de compósito [1]

Após a aplicação do ciclo térmico a placa é retirada do molde e cortada à medida. Terminado o corte dos substratos, estes são secos e é realizada uma preparação superficial com o objetivo de limpar a superfície e, desse modo, evitar reduzir a adesão do adesivo à superfície e aumentar a área de contacto entre as superfícies dos substratos e do adesivo.

Para além dos substratos, também é necessário efetuar a preparação dos espaçadores, que vão ser responsáveis por controlar a espessura do adesivo e por, numa das extremidades, criar a pré-fenda por onde se iniciará a propagação da fenda durante o ensaio. Para a preparação dos espaçadores a colocar na extremidade interior do provete, responsáveis pela criação da pré-fenda, foram necessárias duas chapas de alumínio com 0,45 mm de espessura e uma lâmina de 0,1 mm (colocada entre as duas chapas), de modo a obter a espessura de 1 mm desejada. Estas lâminas são limpas com acetona e aquecidas num forno elétrico, de modo a elevar a temperatura, o que facilitou o processo de adesão do desmoldante, que foi aplicado três vezes sobre cada superfície do espaçador com o cuidado de deixar secar entre cada aplicação. Por fim, recorrendo a um adesivo cianoacrilato, e de forma a que a lamina de 0,1 mm sobressaia para permitir a criação da pré-fenda, realizou-se a união da lâmina às chapas de 0,45 mm.

Terminada a preparação dos substratos e dos espaçadores, é possível prosseguir para a colagem dos provetes. Previamente foi marcada a posição em que os espaçadores seriam colocados, de seguida, foi aplicado o adesivo na área de contacto pretendida e posicionado o substrato menor, sendo posteriormente aplicada alguma pressão manual de modo a escoar o excesso de adesivo e assegurar o contacto entre os espaçadores e o substrato. Para finalizar a colagem dos substratos, são colocados grampos que

exercem pressão nos locais onde estão colocados os espaçadores. Os grampos são deixados durante a cura do adesivo de modo a assegurar um correto posicionamento entre os substratos e garantir a espessura desejada.

Após terminar o processo de cura dos adesivos (Araldite® AV138 - 3 dias, Araldite® 2015- 3 dias e Sikaforce® 7752- 5 dias), foram removidos os espaçadores e excessos de adesivos dos bordos (apenas é possível remover parcialmente) com auxílio de um alicate. Prosseguiu-se com a utilização de uma mó com rugosidade reduzida de modo a permitir ao operador remover o excesso de adesivo do provete sem danificar os substratos. De seguida os provetes são limpos os provetes com acetona e regista-se numa das faces o tipo de adesivo e número de provete e pinta-se a face que iria ser alvo do registo fotográfico com corretor, de modo a melhorar a identificação da fenda na análise das imagens.

3.1.4 Ensaio das juntas

Antes de iniciar o ensaio das juntas adesivas, foi previamente criada uma pré-fenda através de uma carga reduzida para separar os substratos na zona onde se iniciará a fenda, e foi registado o valor de σ_0 de cada provete.

Para terminar, é colada uma escala em cada provete do lado onde será realizado o registo fotográfico (Figura 42).

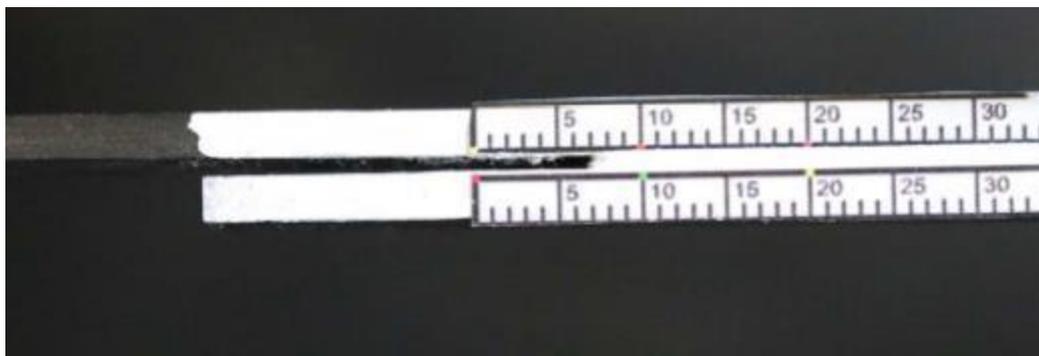


Figura 42 - Aspeto final de um provete para ensaio [1]

Para a realização dos ensaios recorreu-se a uma máquina de ensaios eletromecânica Shimadzu AG-X 100 com uma célula de carga de 100kN. Este equipamento foi ligado a um computador responsável pelo processamento do ensaio e pelo registo dos dados. O computador apresenta os resultados sob a forma de um gráfico P (N) vs. δ (mm) e foi selecionada uma frequência de aquisição de dados de 4 Hz.

Após a preparação do *setup* de ensaio, este é iniciado com uma velocidade de ensaio adaptada a cada adesivo e enquadrada na suposição de ensaio quase-estático (de modo a que não haja influência de efeitos viscoelásticos). Para tal foram escolhidas as seguintes velocidades de ensaio (velocidade do punção):

- Araldite® AV138- 0,35 mm/min;

- Araldite® 2015- 0,8 mm/min;
- Sikaforce® 7752- 3 mm/min.

Durante o ensaio são tiradas fotografias de 5 em 5 segundos até ao fim do ensaio. O ensaio termina quando a propagação da fenda atinge a zona do punção de carregamento (a metade do comprimento total do provete).

3.1.5 Resultados obtidos

A análise de fratura foi baseada em várias representações gráficas. Foram testados experimentalmente e numericamente um total de sete provetes para cada um dos adesivos em estudo. Inicialmente foram obtidas as curvas P - δ através de ensaios experimentais, cujos dados possibilitaram o cálculo de J_I e J_{II} e a elaboração das respetivas curvas R . Além disso, Foram consideradas duas formulações para obter as curvas R , J_i et al. [110] e Williams [99], com a finalidade de entender os desvios entre as aproximações. Os envelopes de fratura foram obtidos considerando os parâmetros analíticos J_I e J_{II} e, por fim, foram estimadas as leis coesivas à tração e corte.

3.1.5.1 Curvas P - δ

Ao analisar as curvas P - δ do adesivo Araldite® AV138 (Figura 43 a), é possível identificar um padrão linear no comportamento das amostras, com exceção do provete 2, onde existiu uma ligeira diminuição da carga, imediatamente após a carga máxima ser atingida. Este fenómeno está relacionado à iniciação da propagação da fenda, que diminui significativamente a carga da amostra, denotando um comportamento frágil do adesivo.

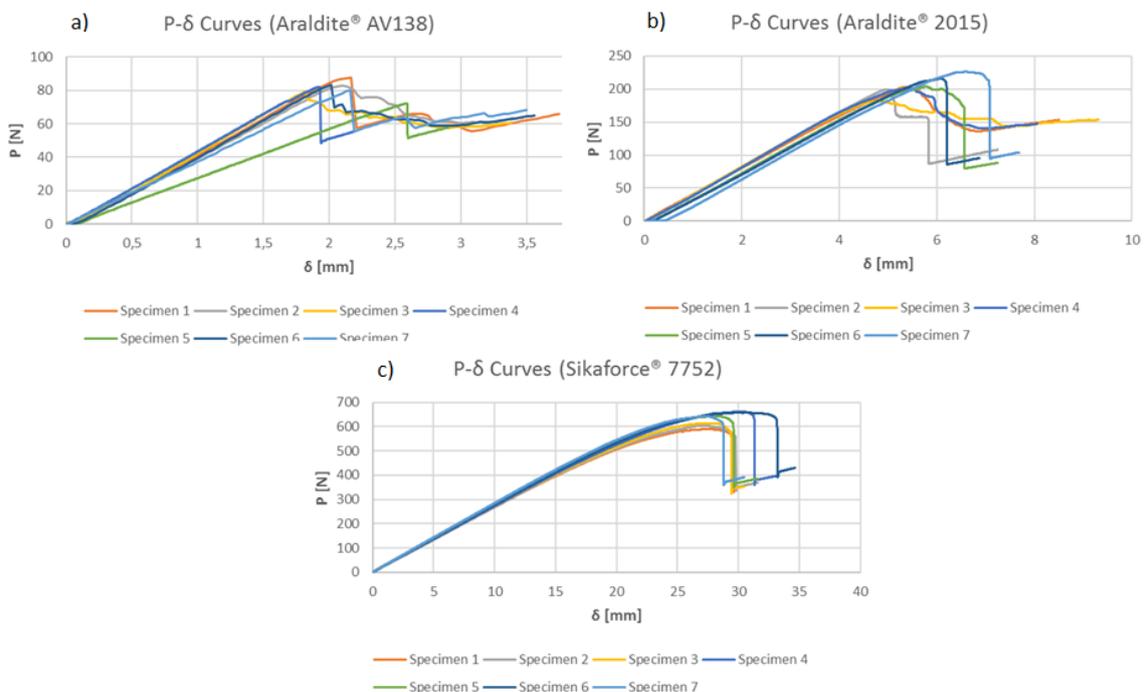


Figura 43 – Curvas P - δ dos adesivos a) Araldite® AV138, b) Araldite® 2015 e c) Sikaforce® 7752 [1]

Para o adesivo Araldite® 2015 (Figura 43 b), é possível identificar três comportamentos distintos entre as sete amostras testadas. Os provetes 5, 6 e 7 apresentam um comportamento característico dos adesivos dúcteis, sendo o valor máximo de carga atingido com altos valores de δ , após rotura do adesivo, seguidos por uma inclinação vertical abrupta. Já os provetes 1, 3 e 4 apresentam propagação abrupta da fenda. Na análise das curvas P - δ do adesivo Sikaforce® 7752, representadas na Figura 43 c), resultantes dos ensaios experimentais, é possível identificar que todas as curvas, apresentam rigidez semelhante. Numa fase inicial, as curvas apresentam um comportamento linear e, após atingir o valor máximo da carga, a carga cai acentuadamente, praticamente na vertical, coincidindo com a falha da junta adesiva. De forma geral, os resultados experimentais confirmam a ductilidade do adesivo.

3.1.5.2 Curvas R

Após a obtenção dos resultados experimentais, estes dados foram analisados para calcular o J_C e G_C , para os modos I e II. A análise foi baseada nos trabalhos de Ji et al. [110] e Williams [99] e posteriormente foram construídas as curvas R para um dos provetes testados.

3.1.5.2.1 Abordagem de Ji et al. [110]

A Figura 44 representa as curvas R para os modos I e II de uma amostra representativa, considerando a abordagem de Ji et al. [110]. Ao analisar as curvas R , é possível identificar duas curvas geometricamente semelhantes, embora com magnitudes diferentes.

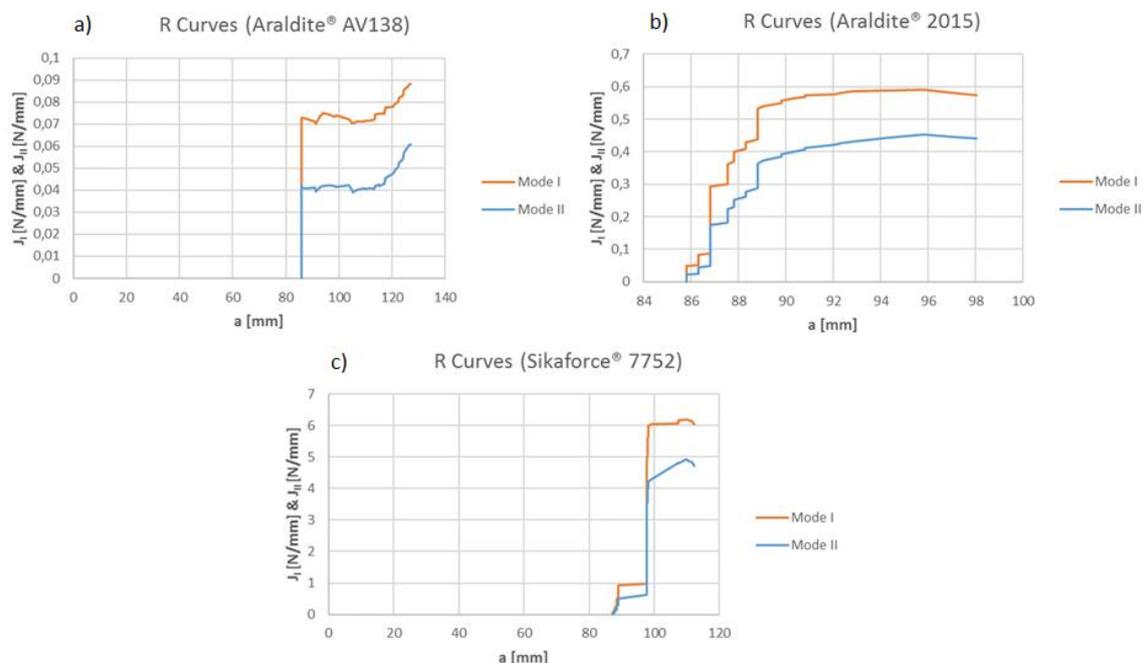


Figura 44 - Curvas R obtidas pela abordagem de Ji et al. [110] para os modos I e II dos adesivos a) Araldite® AV138, b) Araldite® 2015 e c) Sikaforce® 7752 [1]

A curva do modo I do adesivo Araldite® AV138 (Figura 44 a) mostra que a taxa de libertação de energia é maior no modo I. Isto significa que as tensões de corte são o responsável principal pela falha do provete, o que por consequência resulta numa menor taxa de libertação de energia, reduzindo a tenacidade à fratura da junta adesiva.

No adesivo Araldite® 2015 (Figura 44 b), devido à natureza dúctil do adesivo, observa-se que a curva não apresenta um valor estável, e nota-se claramente uma zona de crescimento de dano antes da obtenção de propagação estável.

Ao avaliar a curva R do adesivo Sikaforce® 7752, mostrada na Figura 44 c), é possível observar que a propagação da fenda não se desenvolveu sob valores constantes de J_I e J_{II} . Além disso, a alta ductilidade do adesivo conduz à existência de uma zona afetada plasticamente pela propagação de fendas de tamanho considerável, o que, por sua vez, faz com que o efeito do punção de carga aumente artificialmente os valores de J_I e J_{II} .

3.1.5.2.2 Abordagem de Williams [99]

Para a análise das curvas R , também foi considerado o método de Williams [99]. No entanto, apenas para uma amostra de cada adesivo. As curvas R obtidas são apresentadas na Figura 45.

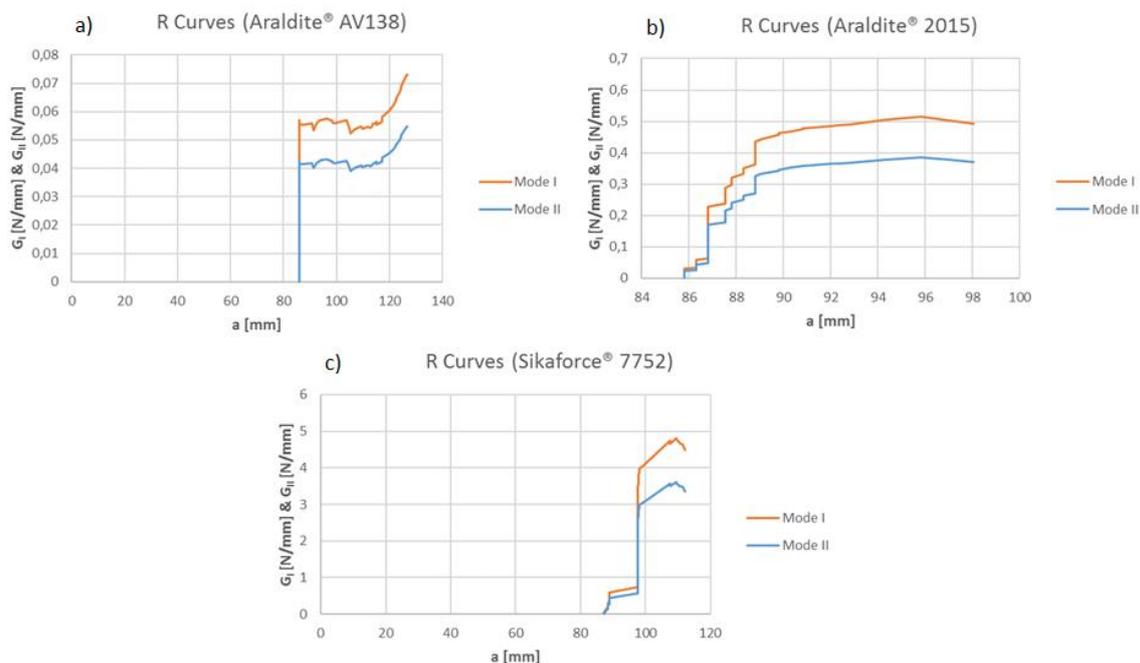


Figura 45 - Curvas R obtidas pela abordagem de Williams [99] para os modos I e II dos adesivos a) Araldite® AV138, b) Araldite® 2015 e c) Sikaforce® 7752 [1]

Analisando as curvas R da Figura 45 em comparação com a Figura 44, é possível identificar semelhanças na forma geral das curvas. As curvas do modo II são quase idênticas.

Na análise do adesivo Araldite® AV138, entre a Figura 44 a) e a Figura 45 a), verifica-se que as curvas do modo I apresentam diferenças de magnitude, devido às diferenças na formulação dos dois métodos. De facto, o método de J_I et al. [110] é baseado em parâmetros geométricos, enquanto o método de Williams [99] considera principalmente as propriedades do material.

Na análise da Figura 44 b) e Figura 45 b), relativas ao adesivo Araldite® 2015, verificam-se diferenças na magnitude nos valores obtidos, justificado devido às diferenças na formulação da taxa de libertação de energia. No entanto, a repetibilidade dos resultados da taxa de libertação de energia, entre as duas abordagens, é muito aceitável e consolida a análise geral de fratura.

Ambas as curvas R do adesivo Sikaforce® 7752, representadas na Figura 44 c) e Figura 45 c), apresentam formas gerais semelhantes, com alta inclinação, coincidentes com a propagação inicial da fenda. Verificam-se também diferenças entre G_I-G_{II} e J_I-J_{II} , de aproximadamente 1 N/mm, respetivamente, devido às diferenças de formulações entre estes dois métodos.

3.1.5.3 Envelopes de fratura

Os envelopes de fratura mostrados na Figura 46 foram obtidos para vários expoentes do critério de propagação de dano em modo misto (α). Além disso, os parâmetros J_{IC} e J_{IIC} foram estimados através de pesquisas anteriormente elaboradas [117].

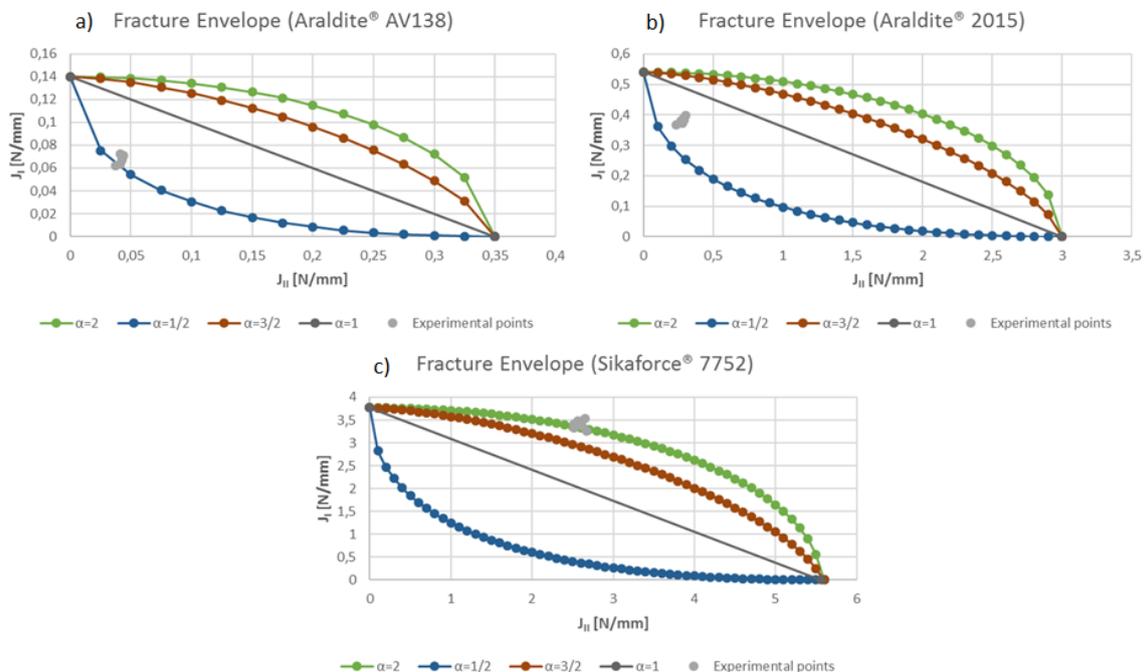


Figura 46 - Envelopes de fratura dos adesivos a) Araldite® AV138, b) Araldite® 2015 e c) Sikaforce® 7752 [1]

Analisando o envelope de fratura da Figura 46, é possível verificar se os pontos experimentais, para todas as amostras, estão próximos entre provetes do mesmo

adesivo, apresentando baixa dispersão e consistência dos valores da taxa de libertação de energia para os modos I e II. Estes pontos experimentais encontram-se próximos do expoente da lei de potência $\alpha=1/2$ para os adesivos Araldite® AV138 e Araldite® 2015. No caso do adesivo Sikaforce® 7752, a lei de potência está mais próxima de $\alpha=2$. Portanto, é aceitável considerar estes parâmetros adequados aos critérios de propagação de fenda referente aos adesivos estudados.

3.1.5.4 Leis coesivas

As leis coesivas foram obtidas para os modos I e II estão representadas na Figura 47 e na Figura 48, respetivamente. Para os provetes fabricados com os adesivos Araldite® AV138 e Araldite® 2015, de acordo com a Figura 47 a) e b), é plausível supor que as curvas associadas a cada amostra se assemelham à lei coesiva triangular. Para estes adesivos, não existem desvios significativos nas curvas obtidas para as leis coesivas. Inicialmente todos os provetes apresentam um comportamento linear elástico até atingir no valor máximo de tensão de tração. Posteriormente inicia-se o processo de degradação, onde cada provete teve um comportamento distinto, resultando em diferentes valores de w_0 . Para o adesivo Sikaforce® 7752, observa-se que a tensão de tração atinge quase de imediato o valor máximo. De seguida, após ultrapassar o pico de tensão de tração, há uma zona de patamar antes da degradação do adesivo até a rotura. Portanto, não é perceptível a forma triangular do modelo de dano coesivo.

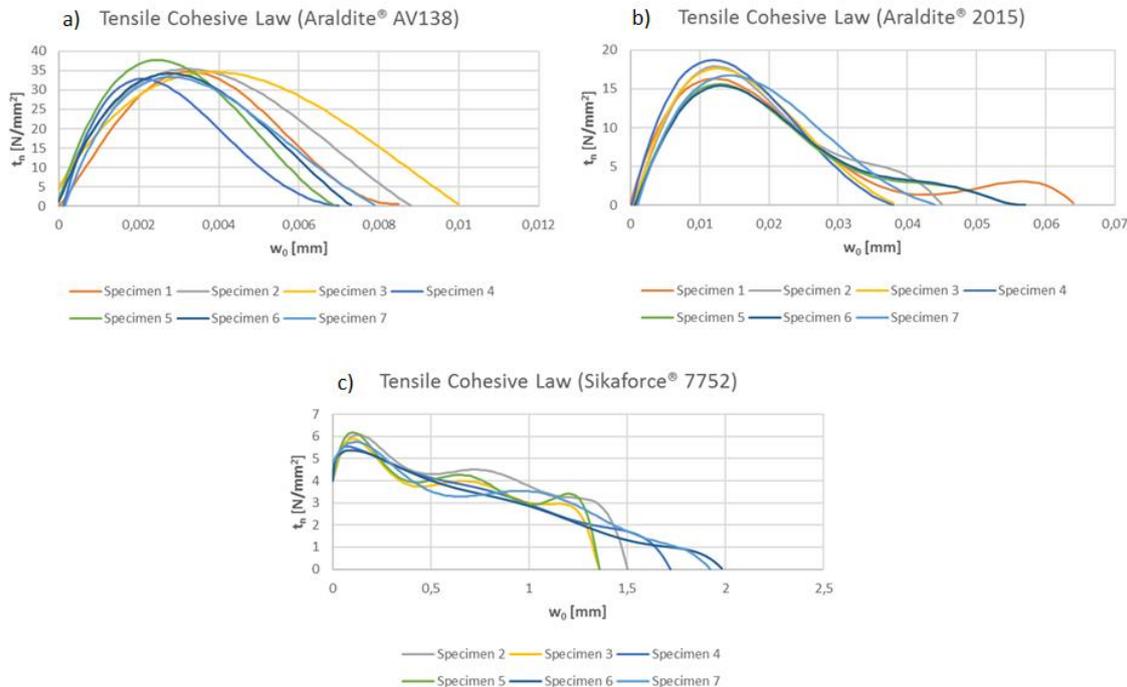


Figura 47 – Leis coesivas no modo I dos adesivos a) Araldite® AV138, b) Araldite® 2015 e c) Sikaforce® 7752 [1]

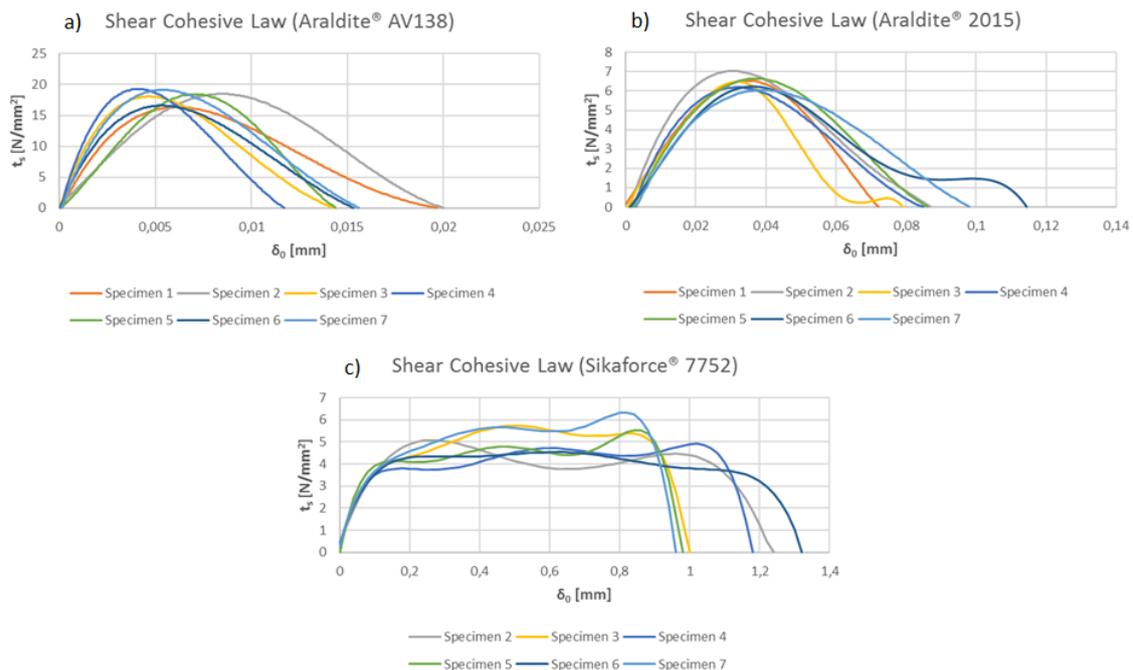


Figura 48 - Leis coesivas no modo II dos adesivos a) Araldite® AV138, b) Araldite® 2015 e c) Sikaforce® 7752 [1]

Analisando a Figura 48, é possível identificar semelhanças geométricas entre as curvas das leis coesivas de corte e tração, embora com magnitudes diferentes. Além disso, é possível ver que t_s é inferior a t_n . As tensões de corte são quase duas vezes inferiores do que as tensões de tração, enquanto δ_0 quando atingida a carga máxima é quase duas vezes superior em condições de corte. Isso significa que as tensões de corte desenvolvem-se durante um δ mais longo do adesivo.

3.1.5.5 Análise dos resultados obtidos

A análise dos resultados contempla a comparação entre os três adesivos estudados: Araldite® AV138, Araldite® 2015 e Sikaforce® 7752. Estes foram comparados por J_I e J_{II} , curvas R , envelopes de fratura e as leis coesivas. Além disso, a análise de dados também considera a comparação com os trabalhos de Santos e Campilho [117] e Nunes e Campilho [79], especificamente em relação à taxa de libertação de energia para os modos I e II, onde os adesivos estudados eram os mesmos.

A carga máxima (P_{max}) da junta adesiva está diretamente relacionada às propriedades mecânicas do adesivo. Através da Figura 49, é possível identificar o comportamento distinto de cada adesivo quando submetido a um teste SLB experimental. O adesivo Sikaforce® 7752 supera os outros adesivos devido à sua maior resistência, relacionada ao seu comportamento dúctil, enquanto o adesivo Araldite® AV138 apresenta desempenho inferior, devido ao seu comportamento frágil. O adesivo Araldite® 2015, considerado um adesivo de média resistência, fica entre os outros dois, com um desempenho aprimorado em relação ao Araldite® AV138, mas distante do Sikaforce® 7752.

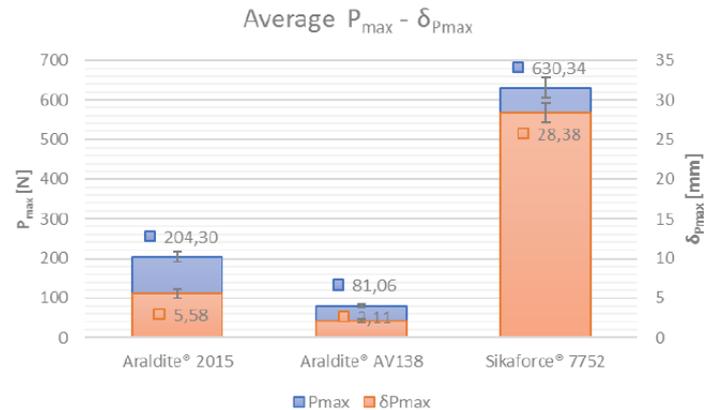


Figura 49 - Valores médios de P_{max} e δ_{max} para cada um dos adesivos [1]

Em relação à taxa de libertação de energia, a Figura 50 mostra que o adesivo Sikaforce® 7752 apresenta maior resistência e taxa de libertação de energia, enquanto o adesivo Araldite® AV138 apresenta os valores mais baixos. O adesivo Sikaforce® 7752, apresenta alta resistência às tensões de tração e corte, o que significa que o adesivo libera energia gradualmente por um longo período de δ . Por outro lado, o Araldite® AV138, devido ao seu comportamento frágil, apresenta uma menor taxa de libertação de energia coincidente com a falha prematura do adesivo.

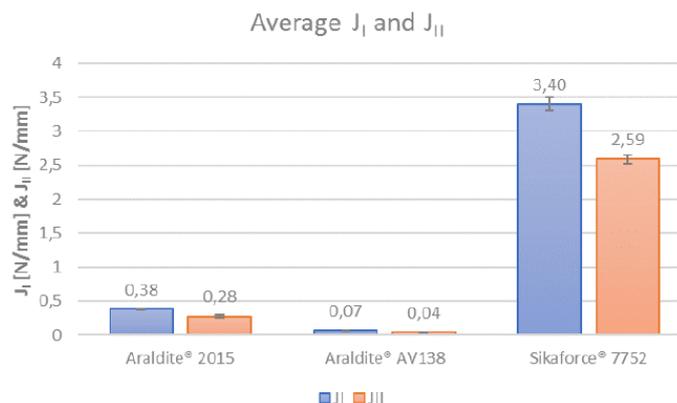


Figura 50 - Valores médios de J_I e J_{II} para cada um dos adesivos estudados [1]

Numa perspetiva alternativa, J_I e J_{II} podem ser apresentados na forma de envelopes de fratura, a fim de caracterizar o comportamento de cada adesivo. Os envelopes de fratura são apresentados na Figura 46. É possível identificar os dois comportamentos distintos, dúctil e frágil, nos três adesivos. O adesivo Araldite® AV138, frágil, comporta-se próximo do expoente da lei de energia $\alpha = 1/2$, enquanto o adesivo dúctil Sikaforce® 7752 se comporta próximo a $\alpha = 2$. O Araldite® 2015, devido à sua taxa de libertação de energia, resultados semelhantes aos do adesivo Araldite® AV138, também se comporta próximo a $\alpha = 1/2$.

Em relação às tensões máximas de tração e corte, às quais o adesivo é submetido, a Figura 51 apresenta uma visão geral dos resultados, para cada adesivo.

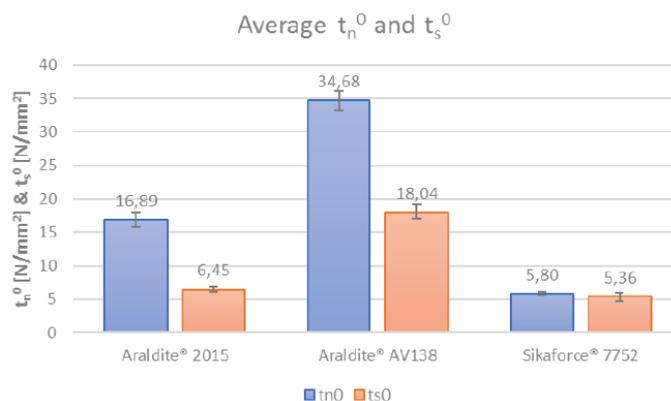


Figura 51 - Valores médios das máximas tensões à tração e corte para cada adesivo [1]

Analisando a Figura 51, é possível verificar se o adesivo Araldite® AV138 apresenta os melhores resultados, em relação às tensões de tração e corte, seguido pelo adesivo Araldite® 2015 e, finalmente, o adesivo Sikaforce® 7752. O adesivo Araldite® AV138, embora frágil, também é considerado bastante forte, portanto, os valores das tensões de tração e corte são bastante altos em comparação aos demais.

Os adesivos Araldite® AV138 e 2015, os valores máximos de tensão de corte representam aproximadamente 48% e 62%, respetivamente, dos valores máximos de tensão de tração. No entanto, para o adesivo Sikaforce® 7752 há um equilíbrio entre as tensões de tração e corte às quais o adesivo é submetido, embora esses valores sejam muito mais baixos em comparação com os outros dois adesivos.

3.2 Trabalho numérico

Neste capítulo é apresentado o trabalho desenvolvido nesta dissertação, ou seja, o estudo numérico dos ensaios SLB com os adesivos Araldite® AV138, Araldite® 2015 e Sikaforce® 7752. Este capítulo abrange as condições da análise numérica no programa que simular o comportamento das juntas adesivas, o modelo de dano coesivo utilizado, validação das leis coesivas em modo misto, validação dos critérios de validação em modo misto e, por fim, a análise de sensibilidade aos parâmetros coesivos.

3.2.1.1 Condições da análise numérica

A análise dos provetes SLB pelo MEF foi realizada com recurso ao *software* Abaqus®. Este programa incorpora um módulo de MDC, amplamente utilizado para previsão da resistência de juntas adesivas. Neste estudo numérico, já considerado um MDC com lei triangular de amaciamento.

A modelação dos provetes SLB foi realizada a duas dimensões. A geometria dos provetes levou em consideração as dimensões dos provetes experimentais. As dimensões foram definidas no capítulo 3.1.2, mas para a variável σ_0 , utilizou-se o valor real em vez do valor

médio. Os punções de suporte e carga foram modelados com semicírculos com 3 mm de raio, representados na Figura 52 por *reference point* (RP).

A próxima etapa consistiu na partição da geometria do provete, onde foram delimitadas as zonas afetadas aos punções, adesivos e substratos. A Figura 52 ilustra o provete com a partição da geometria, bem como os punções utilizados para aplicação das condições fronteira.

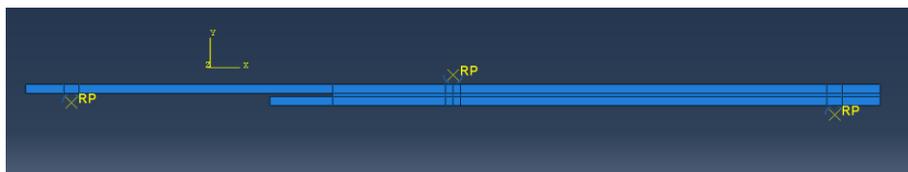


Figura 52 – Provete SLB com representação dos punções

3.2.1.2 Definição de propriedades dos materiais

Após criar os materiais para análise numérica (adesivo e *carbon fiber reinforced polymer* ou CFRP), é necessário definir as suas propriedades. Os substratos foram modelados com as propriedades elásticas ortotrópicas do CFRP considerando os valores previamente abordados no capítulo 3.1.1.1. No caso dos adesivos definiram-se os comportamentos *quads damage*, o critério quadrático de tensão para a definição do início de dano, com as subopções *damage evolution* e *damage stabilisation cohesive e elastic*. A Figura 53 representa a configuração do *damage evolution*.

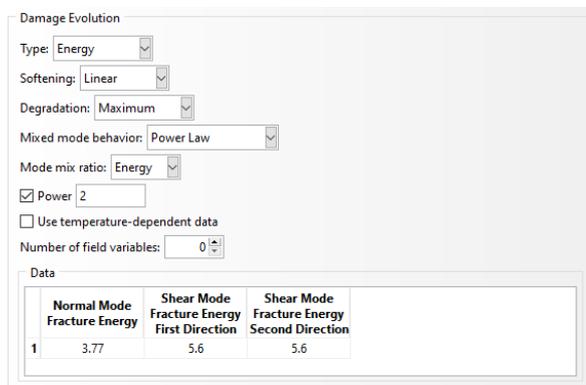


Figura 53 - Configuração *damage evolution* (adesivo Sikaforce® 7752)

Os valores dos campos *power* correspondem ao expoente da lei de potência, o *normal mode fracture energy* ao G_{IC} e o *shear mode fracture energy first direction* ao G_{IIC} , já evidenciados anteriormente no capítulo 3.1.5.3. Na subopção *damage stabilisation cohesive* definiu-se o valor do coeficiente de 5×10^{-5} .

3.2.1.3 Definição do *step*

Neste módulo é realizada a escolha do tipo de teste a realizar, que neste estudo é estático. Além do tipo de teste ainda é necessário configurar número máximo de

incrementos (10000) e o tamanho do incremento inicial, o mínimo e máximo, correspondem aos valores 0,0025, 1×10^{-20} e 0,0025, respetivamente. Estas configurações estão ilustradas na Figura 54.

Increment size:	Initial	Minimum	Maximum
	0.0025	1E-020	0.0025

Figura 54 – Configuração da incrementação do módulo *step*

Ainda foram utilizadas outras configurações no *equation solver*, onde foi definido a utilização do método *direct* e técnica de solução *full Newton*.

Equation Solver
 Method: Direct Iterative
 Matrix storage: Use solver default Unsymmetric Symmetric
 Warning: The analysis code may override your matrix storage choice. See *STEP in the Abaqus Keywords Reference Manual.

Solution Technique
 Solution technique: Full Newton Quasi-Newton
 Number of iterations allowed before the kernel matrix is reformed: 8

Figura 55 – Outras configurações do módulo *step*

3.2.1.4 Condições de contacto

Foi necessário, durante a criação do modelo, definir as condições de contacto (Figura 56). Nesta etapa define-se o tipo de interação entre cada um dos punções e os substratos, a fim de garantir o deslizamento sem atrito e a não interpenetração entre eles. Para tal utilizou-se um contacto do tipo *surface to surface*, onde foi utilizada a formulação *finite sliding*. A próxima etapa consistiu na configuração das propriedades do contacto, onde se definiu o *tangencial behaviour* como *frictionless* e o *normal behaviour* como *hard contact*.

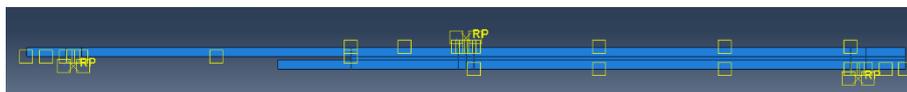


Figura 56 - Condições de contacto

3.2.1.5 Condições fronteira

A definição das condições fronteira tem como objetivo reproduzir as condições reais do ensaio experimental dos provetes SLB. Para este efeito restringiram-se os punções nos RP. O punção de carga foi restringido horizontalmente, para evitar o deslocamento de corpo rígido do provete e por fim, a meio do provete foi aplicada uma carga descendente. A representação das condições fronteira pode ser observada, a cor de laranja e azul, na Figura 57.

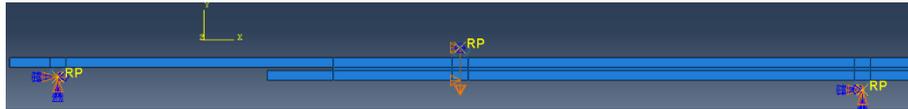


Figura 57 – Definição de condições fronteira

3.2.1.6 Malha

Para os substratos foram utilizados elementos sólidos de estado plano de deformação (CPE4) enquanto para o adesivo se utilizaram elementos coesivos de quatro nós, (COH2D4). A realização da análise de fraturas pelo MDC incluiu não linearidades geométricas. O refinamento da malha teve em consideração as áreas de interesse a analisar e, portanto, a malha foi definida a malha com diferentes tamanhos de elementos. Os substratos foram definidos na direção vertical com tamanho mínimo 0,1 mm e 0,2 de tamanho máximo, respetivamente, e utilizou-se uma gradação do tamanho dos elementos (efeito *bias*), com objetivo de obter melhor refinamento junto à interface do adesivo. Na direção horizontal a malha foi configurada para elementos com tamanho de 1 mm à exceção das zonas de apoio dos punções, com 0,05 mm de lado, e 0,5 mm entre a pré-fenda e o punção de carga. A malha do adesivo definiu-se na direção vertical com um único elemento (1 mm) ao longo de todo o comprimento do adesivo. A Figura 58 representa a malha e o refinamento de malha utilizado.

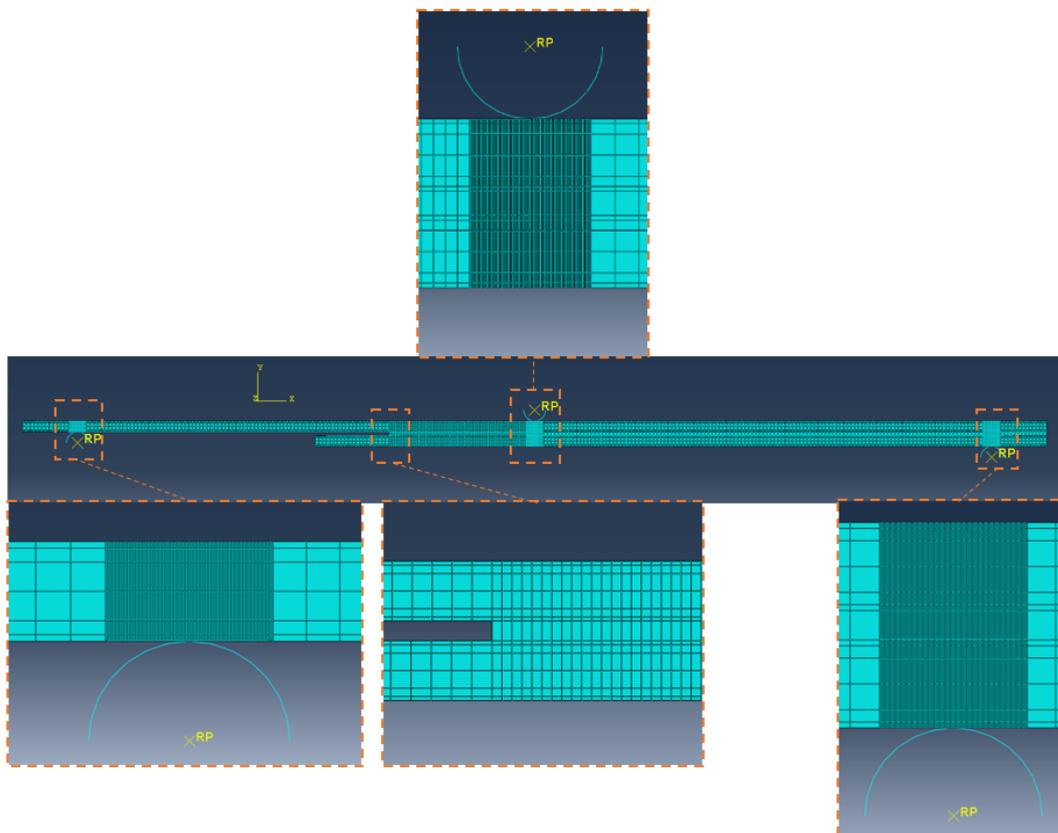


Figura 58 - Definição da malha e as respetivas zonas de refinamento no provete SLB

3.2.2 Modelo de dano coesivo triangular

Em função do comportamento do tipo de material ou da interface em simulação, podem ser consideradas diferentes formas de leis coesivas de forma a obter resultados mais precisos [39]. Ao longo dos anos foram desenvolvidos diversos modelos, dos quais se destacam o linear parabólico [35], triangular [36], exponencial [37], polinomial [38] e trapezoidal [32]. 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 [40]. O modelo triangular 2D implementado no *software* ABAQUS® está representado na Figura 59, onde a lei de maiores dimensões representa as leis em modo puro, e a lei de menores dimensões representa a lei em modo misto.

O modo puro caracteriza-se pela propagação do dano ocorrer num conjunto específico de nós homólogos quando os valores das tensões no modo respetivo forem anulados na lei coesiva respetiva. Em modo misto, são utilizados critérios de tensões e energéticos para combinar os esforços de tensão e corte [43]. Os elementos coesivos estão sujeitos a componentes de deformação normal e de corte que são determinadas recorrendo à cinemática do elemento. Em camadas finas entre substratos rígidos as tensões de membrana são desprezadas.

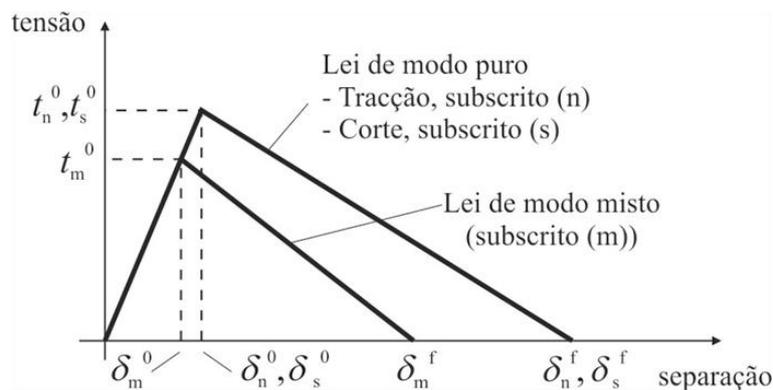


Figura 59 - MDC triangular implementado no *software* ABAQUS®.

Antes da ocorrência do dano, a relação entre tensões e deformações é definida pela matriz K_{COH} , que relaciona as tensões e deformações em tração e corte através dos elementos coesivos. Esta matriz é definida como:

$$t = \begin{Bmatrix} t_n \\ t_s \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{nn} & K_{ns} \\ K_{ns} & K_{ss} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \varepsilon_n \\ \varepsilon_s \end{Bmatrix} = K_{COH} \cdot \varepsilon \quad (74)$$

Esta matriz contém os parâmetros de rigidez da ligação adesiva, cuja definição depende da formulação utilizada. Caso seja considerada uma formulação local, usada para simular fraturas de espessura nula, os parâmetros da matriz possuem valores extremamente elevados, com a finalidade de não haver deformações na estrutura induzidas pela presença dos elementos coesivos [118]. Para uma formulação contínua

de camadas finas, mais especificamente para ligações adesivas, adquire-se uma boa aproximação aos parâmetros de rigidez admitindo que

$$K_{nn} = E, K_{ss} = G, K_{ns} = 0, \quad (75)$$

onde E corresponde ao módulo de elasticidade longitudinal e G ao módulo de elasticidade transversal. Considerando estes parâmetros, o modelo reproduz de forma fiel a deformação da camada de adesivo [43]. Em modo misto, a iniciação do dano pode ser definida por diferentes critérios, como o critério quadrático de tensões, expresso pela seguinte expressão

$$\left\{ \frac{\langle t_n \rangle}{t_n^0} \right\} + \left\{ \frac{\langle t_s \rangle}{t_s^0} \right\}, \quad (76)$$

$\langle \ \rangle$ são os parêntesis de Macaulay, que indicam que uma tensão de compressão não induz dano. Este critério apresenta resultados precisos, como comprovado em trabalhos anteriores [119]. Quando t_m^0 é atingido (Figura 59), pela igualdade da equação (76), a rigidez do material começa a sofrer um processo de amaciamento. A separação completa de um par de nós homólogos (δ_m^f na Figura 59) é prevista por um critério linear energético, em função dos valores de G_{IC} e G_{IIC}

$$\frac{G_I}{G_{IC}} + \frac{G_{II}}{G_{IIC}} = 1. \quad (77)$$

3.2.3 Validação das leis coesivas em modo misto

O intuito neste capítulo é efetuar a validação das leis e parâmetros coesivos definidos experimentalmente no capítulo 3.1. Este estudo inicia-se com a criação dos modelos numéricos, onde são utilizados os parâmetros coesivos determinados experimentalmente para reproduzir o comportamento experimental. Após realização da simulação dos provetes, pode-se de seguida extrair as curvas P - δ numéricas para efetuar a comparação com os dados experimentais. Noutra fase calculam-se os valores de G_I e G_{II} numéricos através do integral-J e com estes dados obtêm-se os envelopes de fratura numéricos.

Para validar a aplicação das leis coesivas são apresentadas comparações entre os valores de P_{max} , deslocamento de rotura (δ_{Pmax}) e da taxa de libertação de energia de deformação obtidos numericamente relativamente aos valores obtidos experimentalmente.

São também apresentados gráficos representativos das curvas P - δ e das curvas R obtidas numericamente e experimentalmente para análise da reprodução do comportamento do adesivo. Nas simulações numéricas, como os valores obtidos experimentalmente não correspondem às taxas de libertação de energia de deformação em modo puro, foram

considerados valores G_{IC} e de G_{IIC} obtidos em trabalhos anteriores como dados de entrada dos modelos numéricos. Também para uma melhor reprodução das condições experimentais foi aplicado um a_0 em cada provete correspondente ao a_0 desse provete testado experimentalmente.

3.2.3.1 Araldite® AV138

Na Tabela 8 estão representados os valores de P_{max} e de δ_{Pmax} registados numericamente nas simulações com o adesivo Araldite® AV138, a variação relativa em relação aos valores registados experimentalmente e a variação média absoluta.

Tabela 8 - Valores de P_{max} e δ_{Pmax} do adesivo Araldite® AV138 registados numericamente e variação em relação aos respetivos valores registados experimentalmente

Provete	P_{max} [N]	Variação [%]	δ_{Pmax} [mm]	Variação [%]
1	82,72	-6,0	1,95	-7,9
2	81,81	-1,3	1,97	-3,3
3	77,92	-1,5	1,77	-0,1
4	82,43	0,3	1,93	1,4
5	69,38	-3,9	2,41	-3,7
6	81,96	-2,1	1,98	1,0
7	77,34	-3,7	2,09	-2,6
Média	79,08	2,7	2,01	2,9
Desvio padrão	4,16		0,17	

Da análise dos valores de P_{max} , é possível observar variações pouco significativas entre cada um dos provetes testados, assim como também em relação aos valores obtidos experimentalmente, o que se pode comprovar através do valor do desvio padrão (4,16 N) e da variação média absoluta (2,7%). No provete 4 foi obtido o resultado mais aproximado ao valor experimental (0,3%). O valor positivo indica que o resultado numérico é um pouco superior ao experimental. O maior desvio verifica-se no provete 1, com valor de -6,0%, portanto como este resultado é negativo, significa que o valor experimental foi superior ao numérico.

Nos valores dos δ numéricos, verificam-se pequenas diferenças entre cada provete testado, o que resultou num desvio padrão baixo. A variação média absoluta para os δ_{Pmax} é de 2,9%, uma indicação de boa aproximação aos resultados experimentais. O provete 1 obteve a maior variação (-7,9%) e o provete 6 a menor variação (1,0%). Portanto as variações positivas indicam valores numéricos superiores aos numéricos e os negativos os experimentais superiores aos numéricos.

Estão representadas na Figura 60 as curvas P - δ de todos os provetes testados numericamente.

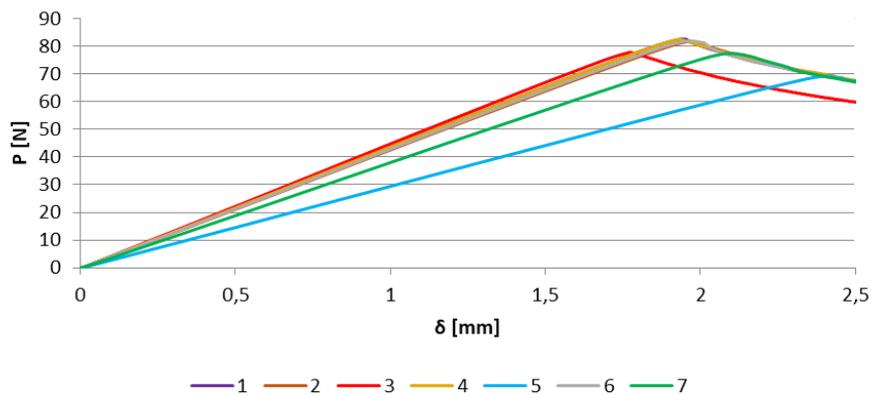


Figura 60 - Curvas P - δ obtidas numericamente para o adesivo Araldite® AV138

Da análise dos gráficos é possível identificar um comportamento linear até atingir P_{\max} . Após P_{\max} verifica-se o início da redução de P , relacionado com a iniciação da propagação de fenda. Por outro lado, δ onde é atingido P_{\max} nos provetes 5 e 7 encontra-se deslocado para a direita, o que não está relacionada com a rigidez dos provetes, mas com o valor de a_0 , que é superior nestes provetes.

Estão representadas na Figura 61 e na Figura 62 as curvas P - δ dos provetes 2 e 6, respetivamente, que foram consideradas representativas das simulações numéricas. Também são apresentadas as curvas P - δ experimentais dos respetivos provetes para efeitos de comparação, onde se pode observar que os modelos numéricos conseguem reproduzir de forma aceitável o comportamento experimental.

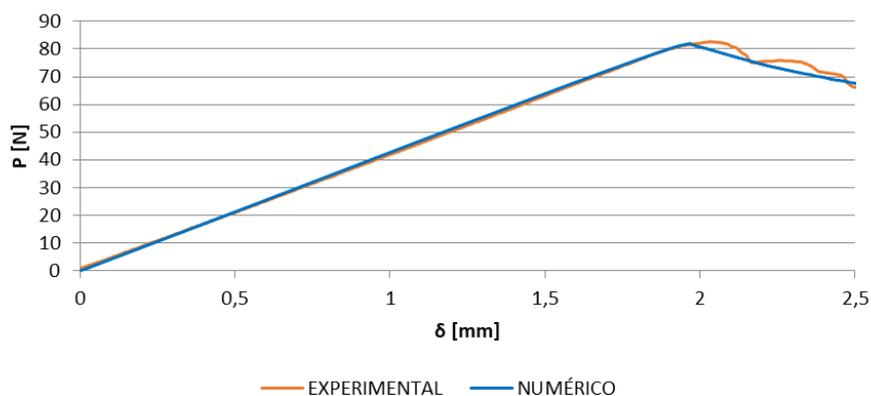


Figura 61 - Comparação entre a curva P - δ experimental com a numérica do provete 2 do adesivo Araldite® AV138

A Tabela 9 estão representados os valores de G_I e G_{II} obtidos através dos ensaios numéricos do adesivo Araldite® AV138 e respetiva variação em relação aos valores experimentais. A média obtida corresponde à média de valores absolutos.

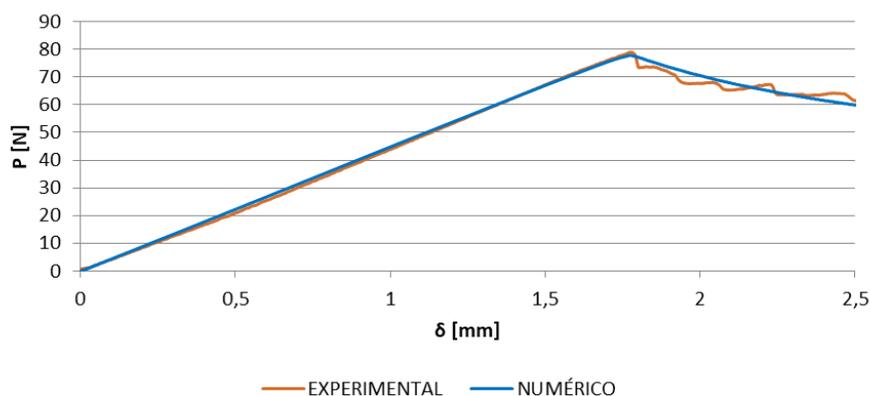


Figura 62 - Comparação entre a curva P - δ experimental com a numérica do provete 3 do adesivo Araldite® AV138

Tabela 9 - Valores de G_I e G_{II} do adesivo Araldite® AV138 registados numericamente e variação em relação aos respetivos valores registados experimentalmente

Provete	G_I [N/mm]	Variação [%]	G_{II} [N/mm]	Variação [%]
1	0,0667	-0,1	0,0420	3,5
2	0,0664	-3,1	0,0416	5,0
3	0,0664	7,2	0,0358	-3,7
4	0,0658	3,8	0,0412	0,5
5	0,0658	-2,3	0,0416	0,0
6	0,0668	-0,5	0,0420	-1,4
7	0,0660	2,2	0,0415	3,2
Média	0,0663	2,7	0,0408	2,5
Desvio padrão	0,0004		0,0021	

Visualizando os resultados obtidos de G_I e G_{II} da Tabela 8, calculados através do integral-J, é possível observar variações pouco significativas entre testes numéricos executados. De facto, os valores do desvio padrão, de 0,0004 e 0,0021 para G_I e G_{II} , respetivamente, indicam pouca dispersão em relação ao valor médio destes parâmetros. Realizou-se uma comparação entre os resultados numéricos e os experimentais para G_I e G_{II} , e obteve-se uma média de variações absolutas de 2,7% para G_I e 2,5% para G_{II} , o que comprova que os modelos numéricos e modelo do integral-J são capazes de reproduzir o comportamento à fratura observado experimentalmente. Pode-se observar que existem variações negativas em alguns provetes, o que significa que foram obtidos valores numéricos inferiores aos experimentais. Os valores positivos de todos dos outros provetes significam que os valores numéricos foram superiores em relação aos experimentais. A maior variação de G_I ocorre no provete 3, com 7,2%, e a menor variação no provete 1 com -0,1%. No caso do G_{II} , a maior variação observa-se no provete 2 com valor de 5,0% e a menor no provete 5 com valor de 0%.

A Figura 63 e Figura 64 representam as curvas R para os provetes 2 e 3, respetivamente, os mesmos provetes utilizados para comparação das curvas P - δ . Através destas curvas obtiveram-se os valores ilustrados na Tabela 9.

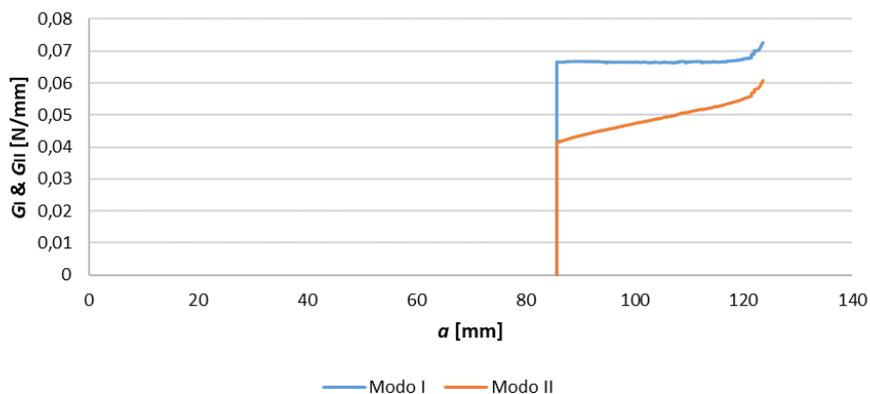


Figura 63 - Curvas R numéricas obtidas para o provete 2 do adesivo Araldite® AV138

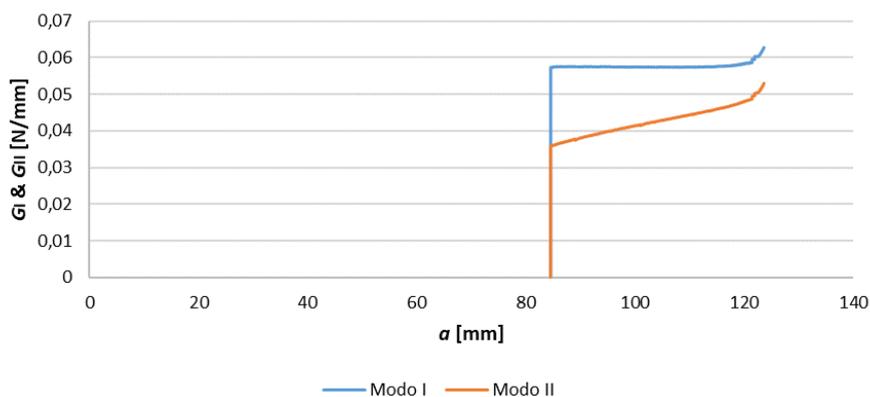


Figura 64 - Curvas R numéricas obtidas para o provete 3 do adesivo Araldite® AV138

Pode-se observar que as curvas R para o modo I apresentam um patamar constante durante a propagação da fenda. Este facto pode indicar que o adesivo apresentou um comportamento estável durante a propagação da fenda. Por outro lado, a curva R para o modo II a zona de patamar apresenta um pequeno declive, correspondente a propagação da fenda com aumento de G_{II} , que não tem impacto significativo nas curvas P - δ , pois foi obtida boa correlação entre os ensaios numéricos e experimentais, como verificado anteriormente na Figura 60.

3.2.3.2 Araldite® 2015

Na Tabela 10 são apresentados os valores de P_{max} e δ_{Pmax} de registados numericamente nas simulações com o adesivo Araldite® 2015, a variação em relação aos valores registados experimentalmente e a média da variação absoluta.

Tabela 10 - Valores de P_{\max} e $\delta_{P_{\max}}$ do adesivo Araldite® 2015 registados numericamente e variação em relação aos respetivos valores registados experimentalmente

Provete	P_{\max} [N]	Variação [%]	$\delta_{P_{\max}}$ [mm]	Variação [%]
1	188,22	-7,2	5,00	-6,7
2	192,16	-3,7	4,95	-0,0
3	188,99	3,8	4,80	0,1
4	195,02	-2,9	4,80	-10,1
5	200,70	-1,3	5,30	-5,9
6	203,07	-5,8	5,45	-7,6
7	211,74	-6,3	5,50	-11,0
Média	197,13	4,4	5,11	5,9
Desvio padrão	7,39		0,26	

Da análise dos valores de P_{\max} , observam-se variações pouco significativas em relação aos valores obtidos experimentalmente, já que a média de variação absoluta é de 4,4%. Pela observação dos desvios padrão constata-se que pode ser considerada boa correlação entre os testes numéricos. O provete que mais se aproximou dos valores experimentais foi 5 com variação de -1,3%, enquanto que o provete 1 foi o que teve maior variação (-7,2%) em relação ao experimental. Ainda é possível verificar que, no provete 3, a variação corresponde a um valor positivo (3,8%) o que indica que o valor numérico obtido numericamente é superior ao experimental.

Entre os $\delta_{P_{\max}}$ numéricos é possível constatar baixa dispersão entre os resultados numéricos, o que pode ser comprovado pelo desvio padrão. Entre os δ numéricos e experimentais é possível observar algumas diferenças de valor, através das variações relativas, onde os valores positivos indicam resultados numéricos superiores aos experimentais, e os negativos resultados experimentais superiores aos numéricos. Apesar de se notar que as variações de $\delta_{P_{\max}}$ são reduzidas, verifica-se que em alguns provetes as diferenças são mais acentuadas, nomeadamente nos provetes 4 e 7 com -10,1% e -11,0%, respetivamente. Em todos os outros provete registaram-se valores mais similares aos resultados experimentais. Contudo, a média da variação absoluta é de 5,9%, que comprova a boa correlação entre numérico e experimental. Os provetes 2 e 3, que obtiveram valores de $\delta_{P_{\max}}$ mais próximos aos valores experimentais, apresentaram variações relativas de 0,0% e 0,1%. Apesar das discrepâncias evidenciadas anteriormente, estas são pouco significativas para invalidar o estudo, onde anteriormente já se obteve boa correlação entre as curvas P - δ numéricas e experimentais.

Estão representadas na Figura 65 as curvas P - δ de todos os provetes testados numericamente.

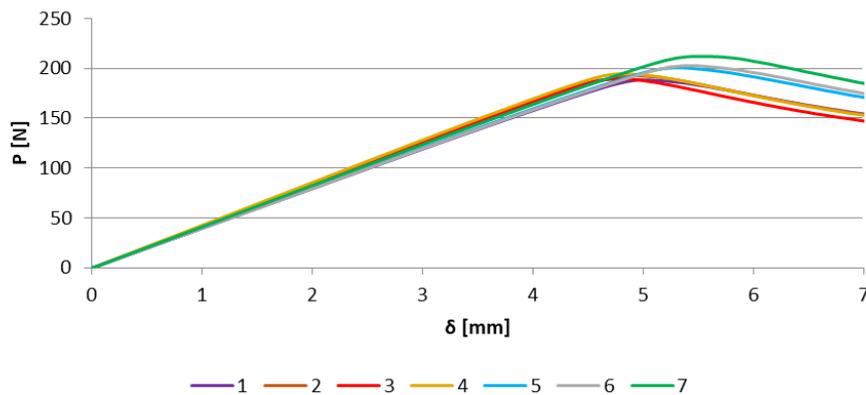


Figura 65 - Curvas P - δ obtidas numericamente para o adesivo Araldite® 2015

No gráfico é possível identificar um comportamento já observado nas curvas P - δ do adesivo Araldite® AV138, relativo a um aumento linear de P entre 0 e $\delta_{P_{\max}}$. Após $\delta_{P_{\max}}$, inicia a propagação de fenda, com tendência linear decrescente ao longo da propagação da fenda. Por outro lado, o δ onde é atingido P_{\max} nos provetes 6 e 7 encontra-se um pouco desfasado para a direita. Esta variação poderá justificar-se pelas diferenças α_0 , uma vez que é o único valor que varia entre cada provete, sendo nos provetes 6 e 7 maior do que nos restantes provetes.

São apresentadas na Figura 66 e na Figura 67 as curvas P - δ numéricas dos provetes 3 e 4, respetivamente, em comparação com as curvas P - δ experimentais dos respetivos provetes. Pode-se observar que as curvas são muito próximas às obtidas experimentalmente.

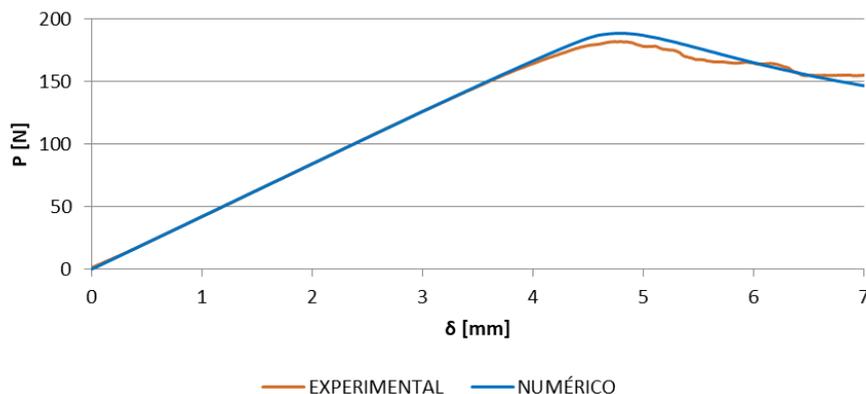


Figura 66 - Comparação entre a curva P - δ experimental com a numérica do provete 3 do adesivo Araldite® 2015

Na Tabela 11 estão representados os valores de G_I e G_{II} obtidos através dos ensaios numéricos do adesivo Araldite® 2015, a variação em relação aos valores experimentais e a respetiva média de variação absoluta.

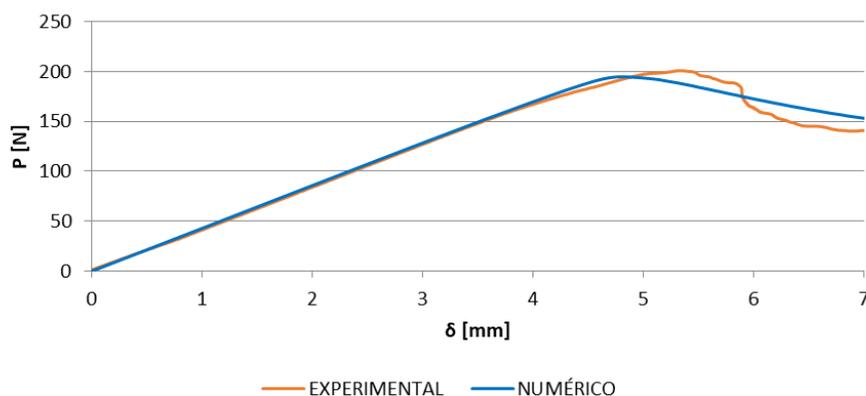


Figura 67 - Comparação entre a curva P - δ experimental com a numérica do provete 4 do adesivo Araldite® 2015

Tabela 11 - Valores de G_I e G_{II} do adesivo Araldite® 2015 registados numericamente e variação em relação aos respetivos valores registados experimentalmente

Provete	G_I [N/mm]	Variação [%]	G_{II} [N/mm]	Variação [%]
1	0,375	5,0	0,238	-8,5
2	0,369	-0,8	0,233	-17,0
3	0,358	-5,5	0,226	-15,5
4	0,369	2,1	0,232	-12,5
5	0,359	-1,9	0,228	-16,0
6	0,358	-0,8	0,227	-14,2
7	0,369	0,5	0,240	4,5
Média	0,365	2,4	0,232	12,6
Desvio padrão	0,006		0,005	

Visualizando os resultados obtidos de G_I e G_{II} da Tabela 11, resultantes do processamento dos dados obtidos através do integral-J, é possível observar variações pouco significativas entre testes numéricos, o que é possível constatar através do desvio padrão. Realizou-se uma comparação entre os resultados numéricos e os experimentais de G_I , onde se calculou uma média de variação absoluta de 2,4%, que indica concordância entre testes numéricos e experimentais. Em alguns casos esta variação de G_I é um pouco mais acentuada, nomeadamente nos provetes 1 e 3 com valores de 5% e -5,5%, respetivamente. O sinal negativo, indica que os valores experimentais foram superiores aos numéricos e no caso do valor positivo os numéricos é superiores aos experimentais. Apesar da discrepância de valores entre os outros provetes, estes valores são bastante aceitáveis. Nos resultados de G_{II} verificam-se maiores variações nos resultados obtidos face aos resultados experimentais, representados pela média de variação absoluta de 12,6%. O maior desvio ocorreu no provete 2 (-17,0%) e o menor no provete 7 (4,5%). Contudo para cálculo de G_{II} estas discrepâncias não implicam variações significativas nas curvas P - δ , como foi possível observar anteriormente na Tabela 10.

A Figura 68 e Figura 69 representa as curvas R para os provetes 2 e 6, respectivamente, os mesmos provetes onde anteriormente se realizou a comparação das curvas P - δ .

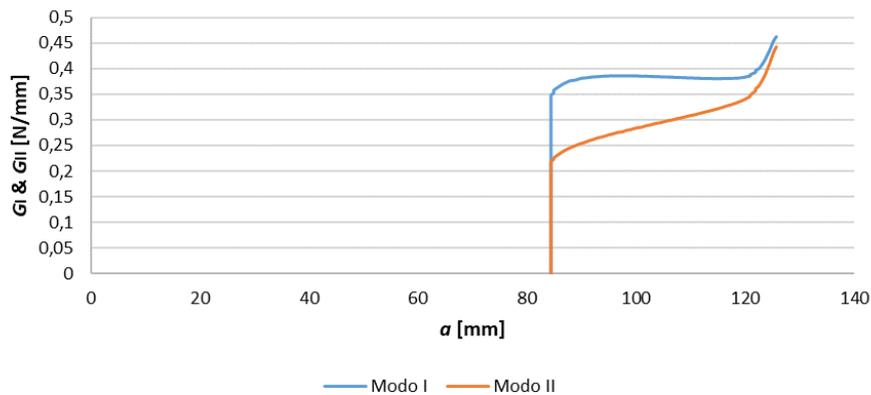


Figura 68 - Curvas R numéricas obtidas para o provete 3 do adesivo Araldite® 2015

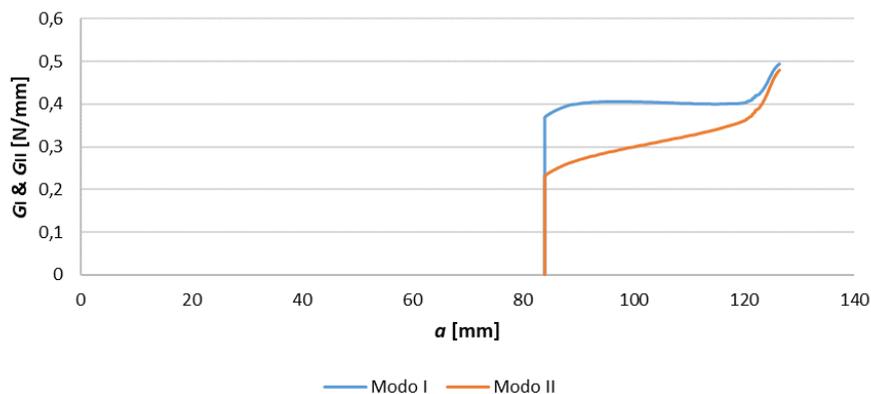


Figura 69 - Curvas R numéricas obtidas para o provete 4 do adesivo Araldite® 2015

É possível observar que as curvas R para este adesivo têm formas semelhantes às do adesivo Araldite® AV138. No modo I regista-se um patamar constante durante a propagação da fenda, indicativo de estabilidade na propagação da fenda. No entanto, no modo II a zona de propagação de dano apresenta um declive positivo, onde é notório a propagação da fenda com ligeiro aumento de G_{II} . Contudo, não foi verificado impacto significativo com este comportamento em modo II, pois a curvas P - δ numéricas e experimentais apresentam boa correlação.

3.2.3.3 Sikaforce® 7752

A Tabela 12 reúne os valores de P_{\max} e $\delta_{P_{\max}}$ obtidos nos testes numéricos, acompanhados com as variações relativas e as médias de variação absoluta.

Tabela 12 - Valores de P_{max} e δ_{Pmax} do adesivo Sikaforce® 7752 registados numericamente e variação em relação aos respetivos valores registados experimentalmente

Provete	P_{max} [N]	Variação [%]	δ_{Pmax} [mm]	Variação [%]
1	579,77	-1,7	20,30	-11,2
2	577,52	-4,3	24,60	-9,1
3	578,60	-5,7	24,50	-11,4
4	580,16	-12,5	24,50	-19,1
5	589,40	-8,3	24,20	-14,3
6	588,04	-10,6	24,20	-19,3
7	604,03	-5,9	23,50	-13,7
Média	585,36	7,0	23,69	14,0
Desvio padrão	8,20		1,33	

Analisando os valores de P_{max} , é possível observar variações pouco significativas em relação aos valores obtidos experimentalmente, o que se reflete também no valor reduzido do desvio padrão. Verifica-se que, na generalidade dos provetes, os valores numéricos são muito próximos dos valores médios, pois a média da variação absoluta é de 7,0%. O maior desvio deu-se no provete 4 com -12,5% e menor no provete 1 com -1,7%. Outra observação encontra-se nas variações relativas terem um valor positivo, o que indica valores numéricos superiores aos experimentais para todos os provetes, uma tendência não verificada nos adesivos anteriormente abordados. Estas variações de valores P e δ são consequência de diferentes α_0 . De facto, este valor é diferente entre cada provete pois é um parâmetro complicado de controlar durante a fabricação dos provetes.

Os δ_{Pmax} obtidos nos ensaios numéricos mostram concordância entre cada provete, o que é evidenciado pelo reduzido valor do desvio padrão. No provete 2 obteve-se a menor variação (-9,1%) entre numérico e experimental, enquanto no provete 4 se observa a maior variação (-19,1%). Apesar de os resultados apresentarem 14,0% de variação média absoluta, valor mais elevado do que nos adesivos anteriormente estudados, a análise considera-se válida.

Estão representadas na Figura 70 as curvas P - δ de todos os provetes testados numericamente. Da análise dos gráficos é possível identificar um comportamento linear das curvas até P_{max} . Após P_{max} , inicia a propagação da fenda e correspondente redução de P . Por outro lado, o δ onde é atingido P_{max} no provete 1 encontra-se um pouco desfasado para a esquerda em relação a outros testes numéricos. Esta diferença é causada pelos diferentes α_0 utilizados, pois estes são diferentes em todos os provetes.

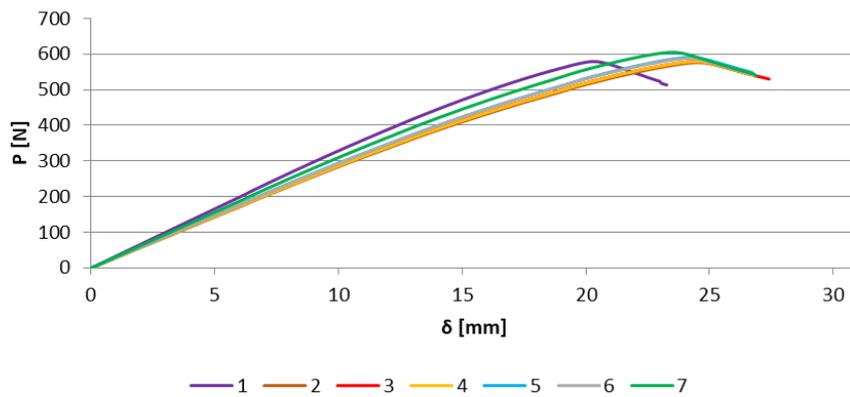


Figura 70 - Curvas P - δ obtidas numericamente para o adesivo Sikaforce® 7752

A Figura 71 e Figura 72 ilustra as curvas P - δ numéricas dos provetes 5 e 7, respetivamente. Estes gráficos mostram a efetividade do integral-J para previsão da resistência em juntas adesivas.

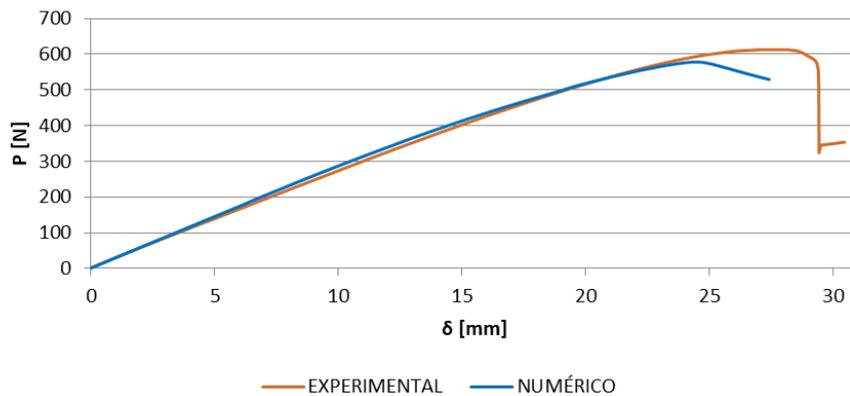


Figura 71 - Comparação entre a curva P - δ experimental com a numérica do provete 3 do adesivo Sikaforce® 7752

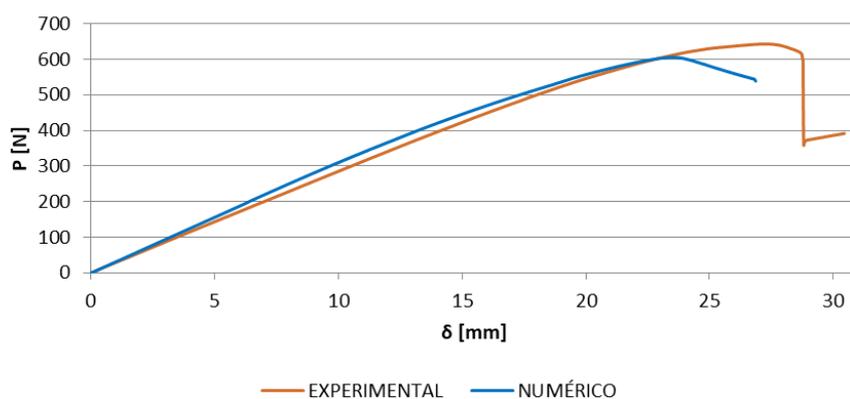


Figura 72 - Comparação entre a curva P - δ experimental com a numérica do provete 7 do adesivo Sikaforce® 7752

Na Tabela 13 estão representados os valores de G_I e G_{II} obtidos para o adesivo Sikaforce® 7752. Esta tabela ainda fornece uma comparação entre os resultados experimentais e os numéricos, representados pela variação relativa e a média de variação absoluta.

Tabela 13 - Valores de G_I e G_{II} do adesivo Sikaforce® 7752 registados numericamente e variação em relação aos respetivos valores registados experimentalmente

Provete	G_I [N/mm]	Variação [%]	G_{II} [N/mm]	Variação [%]
1	-	-	-	-
2	3,436	-0,2	2,503	-2,3
3	3,397	-0,5	2,507	-3,1
4	3,316	-0,2	2,511	-3,7
5	3,345	-0,8	2,506	-4,0
6	3,321	-0,2	2,507	-0,3
7	3,414	-0,2	2,506	-0,6
Média	3,371	0,3	2,507	2,4
Desvio padrão	0,046		0,002	

No que diz respeito aos resultados para o adesivo Sikaforce® 7752, representados na Tabela 13, desde logo é possível observar que o provete 1 não foi considerado para análise, pois não existiriam elementos suficientes para retirar ilações. Os valores de G_I e G_{II} , obtidos através do integral-J, é possível observar variações pouco significativas entre testes numéricos, pois o desvio é de 0,046 e 0,002, respetivamente. Realizou-se uma comparação entre os resultados numéricos e experimentais de G_I , onde calculou-se uma média de variação de 0,3%, que indica uma excelente correlação entre os testes numéricos e os experimentais. Para maior confluência nos resultados, verifica-se em todos os provetes as variações são inferiores a -1%, onde pode-se concluir que os valores experimentais foram um pouco superiores em relação aos numéricos. Os resultados de G_{II} mostram em média uma variação absoluta de 2,4%, comprovando novamente boa correlação com os valores experimentais. O maior desvio verificado para estes resultados foi no provete 5, com -4,0%, onde foram obtidos valores experimentais superiores aos numéricos. O menor desvio verificou-se no provete 6 (-0,3%), que coincide com o valor médio. Apesar destas pequenas diferenças, pode-se concluir que não há desvios significativos que invalidem a utilização do integral-J para previsão da resistência das juntas adesivas.

A Figura 73 e Figura 74 representa as curvas R para os provetes 2 e 6, respetivamente, os mesmos provetes que foram utilizados para comparação das curvas $P-\delta$. Pode-se observar que as curvas R apresentaram a mesma forma que nos adesivos anteriormente estudados. Observa-se que, em modo I, o comportamento é, pois existe formação de uma zona de patamar constante. O mesmo não se sucedeu em modo II, pois existe um pequeno declive positivo ao longo do teste. Contudo, mesmo com este pequeno declive em modo II os resultados obtidos para as curvas $P-\delta$ não sofreram grandes desvios relativamente aos testes experimentais.

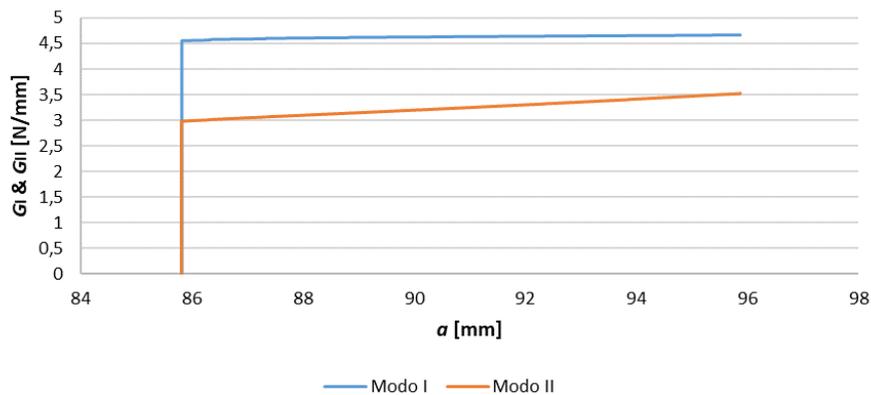


Figura 73 - Curvas R numéricas obtidas para o provete 3 do adesivo Sikaforce® 7752

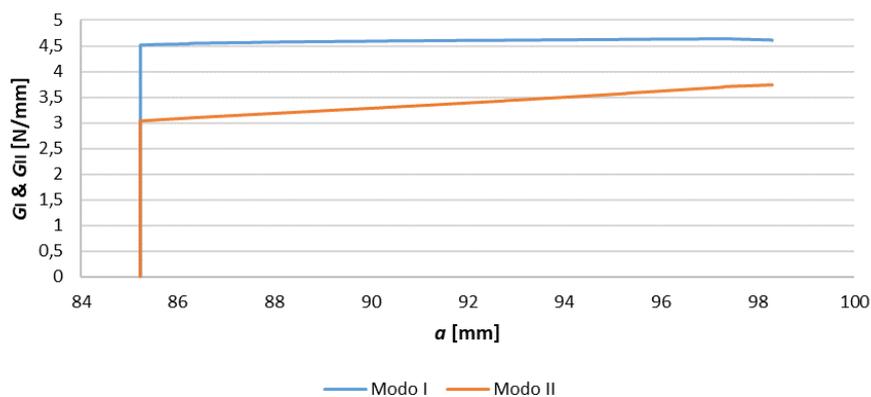


Figura 74 - Curvas R numéricas obtidas para o provete 7 do adesivo Sikaforce® 7752

3.2.4 Validação dos critérios de propagação em modo misto

Neste capítulo são apresentados os gráficos que relacionam os valores de G_I vs. G_{II} para cada modelo e tipo de adesivo. A comparação destas duas grandezas é realizada com o objetivo de posicionar o ensaio SLB no envelope de fratura de cada adesivo, que permite visualizar o rácio de modos do ensaio e critério de modo misto mais adequado para a simulação do mesmo em modelos numéricos de previsão de resistência. Os critérios representam funções diferentes entre os valores de modo puro de G_I e G_{II} , sendo as funções respetivas a cada critério calculadas a partir da equação (78), onde os valores de G_{IC} , G_{IIC} e os envelopes de fratura experimentais foram obtidos de pesquisas anteriores [117, 120].

Nos seguintes subcapítulos serão ilustrados gráficos com os envelopes obtidos numericamente (Figura 75, Figura 77e Figura 79) e os envelopes experimentalmente (Figura 76, Figura 78 e Figura 80) de forma a possibilitar a comparação entre resultados.

3.2.4.1 Araldite® AV138

Analisando a Figura 75, verifica-se pouca dispersão nos valores numéricos obtidos, e assim desta forma mostra boa concordância entre cada teste realizado. Tal já se tinha

comprovado anteriormente no capítulo 3.2.3.1. O expoente da lei de energia para o adesivo Araldite® AV138 corresponde a $\alpha=1/2$.

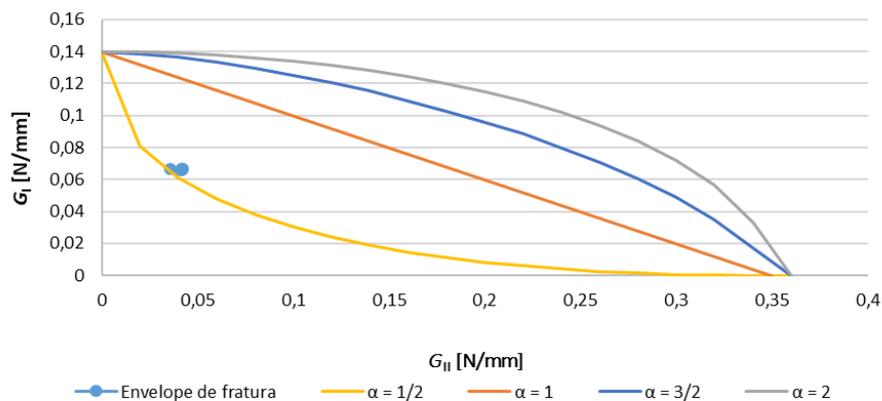


Figura 75 - Envelope de fratura numérico para o adesivo Araldite® AV138

Através de comparação da Figura 75 e Figura 76, observa-se os pontos encontram-se assinalados aproximadamente nas mesmas posições. Portanto o coeficiente da lei de energia localiza-se em $\alpha=1/2$ tal como no integral-J numérico. Isto mostra que o modelo do integral-J é capaz de devolver resultados bastante próximos e aceitáveis em comparação com os outros modelos. Entre os vários modelos, abordados no capítulo 2.4.2, e o integral-J. No entanto há pequenas divergências nestes valores causadas pelas diferenças das formulações.

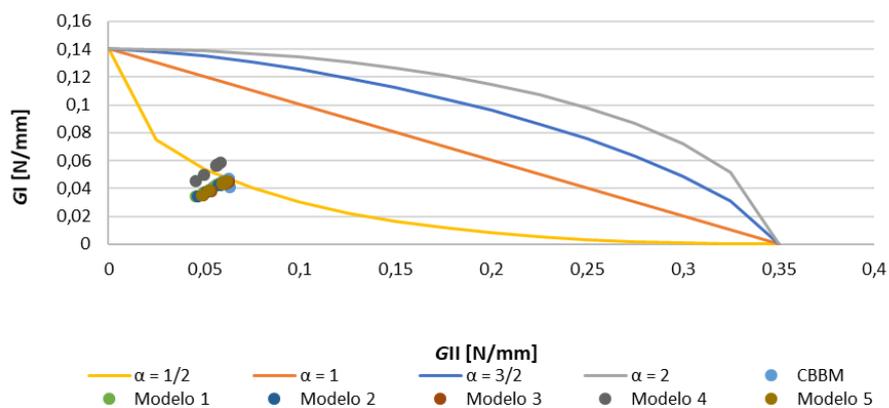


Figura 76 - Envelope de fratura experimental obtidos por vários modelos para o adesivo Araldite® AV138, adaptado de [120]

3.2.4.2 Araldite® 2015

Na Figura 77 observa-se que os valores estão mais concentrados num ponto, onde se verifica convergência nos resultados numéricos entre cada teste realizado. A mesma situação já estava comprovada anteriormente no capítulo 3.2.3.2.

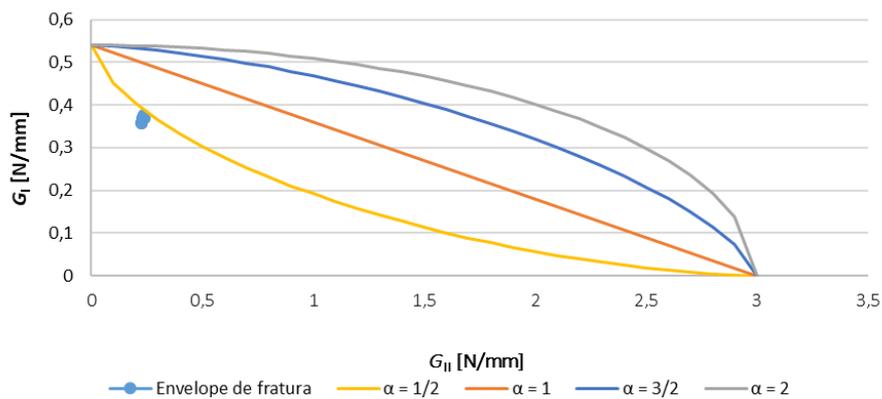


Figura 77 – Envelope de fratura numérico para o adesivo Araldite® 2015

Na Figura 78 é possível observar maiores discrepâncias nos ensaios experimentais. No entanto, o integral-J numérico teve resultados numéricos mais consistentes em comparação aos outros modelos utilizados. Comparando a posição dos pontos entre a Figura 77 e Figura 78 nota-se algum desfasamento nos valores, no entanto na Figura 78 o coeficiente da lei de energia é menos evidente, pois encontra-se entre 0,5 e 1 enquanto que no teste numérico da Figura 78 é mais evidente com valor de $\alpha=1/2$. Além disso, observam-se algumas diferenças de valores resultantes das diferenças das formulações de cada modelo.

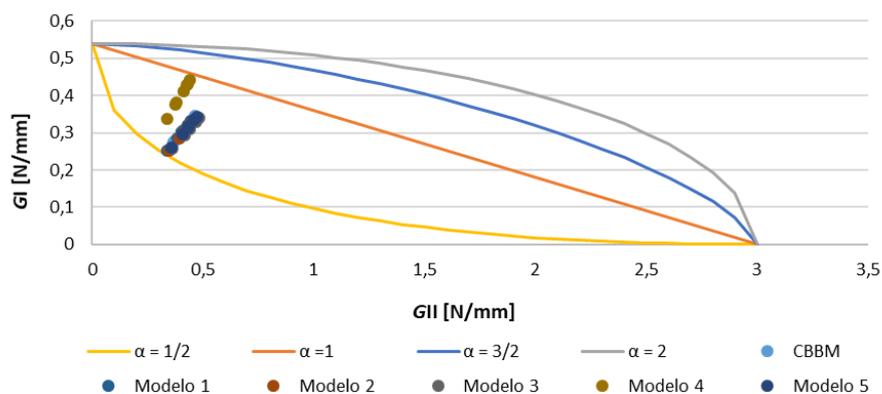


Figura 78 – Envelope de fratura experimental obtidos por vários modelos para o adesivo Araldite® 2015, adaptado de [120]

3.2.4.3 Sikaforce® 7752

A Figura 79 ilustra o envelope de fratura numérico, onde se verifica uma concentração de pontos em $\alpha=2$. Assim como anteriormente se obteve boa concordância nos valores obtidos, a Figura 79 é mais uma evidencia onde comprova que o integral-J é capaz de fornecer resultados confiáveis para calcular o G_I e G_{II} .

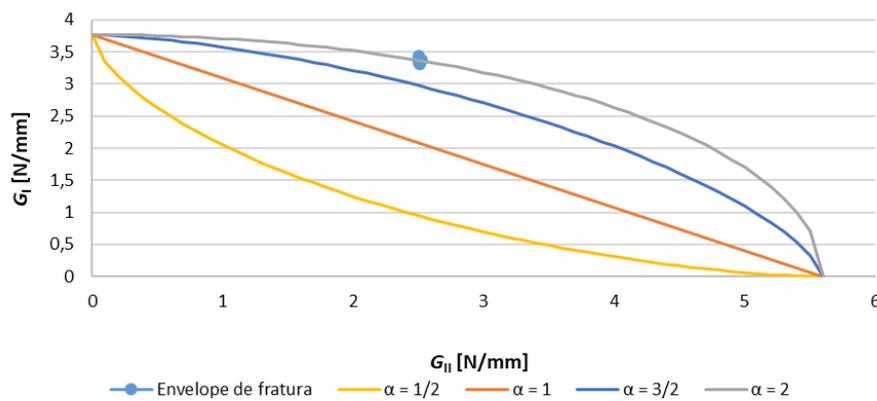


Figura 79 - Envelope de fratura numérico para o adesivo Sikaforce® 7752

A Figura 80 permite, através do gráfico, ver divergências no cálculo de G_I e G_{II} . No onde nos modelos 2 e 4 apresentam as maiores diferenças. No entanto a Figura 79 comparativamente com a Figura 80, observa-se que o resultados obtidos com a utilização do integral-J são semelhantes aos resultados experimentais pelo método CBBM e pelos modelos 1,3 e 5. As divergências nos resultados apresentados devem-se às diferenças nas formulações de calculo. Contudo, verifica-se graficamente, tanto nos testes numéricos e experimentais convergência no coeficiente da lei de energia ($\alpha=2$).

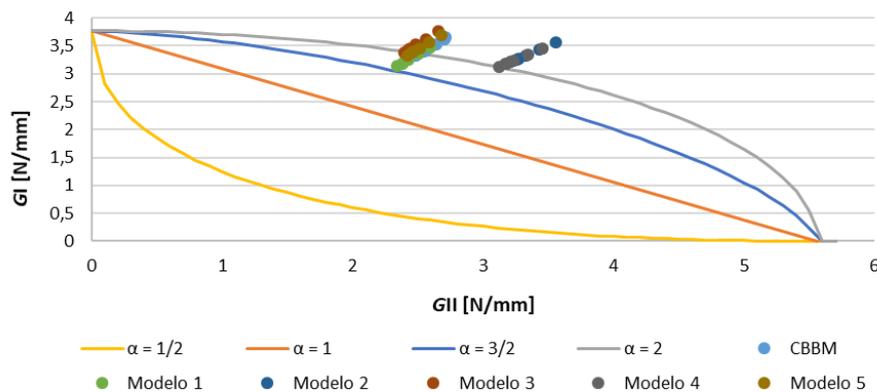


Figura 80 - Envelope de fratura experimental obtidos por vários modelos para o adesivo Sikaforce® 7752, adaptado de [120]

3.2.5 Análise de sensibilidade aos parâmetros coesivos

Neste trabalho, o valor de G_{IC} , G_{IIC} , t_n^0 e t_s^0 para os diversos provetes de cada adesivo testado teve em consideração os valores de referência obtidos anteriormente [118, 121, 122]. No entanto, é necessário compreender com mais detalhe a influência destes parâmetros na curva $P-\delta$ do ensaio SLB obtida numericamente. Neste âmbito, foi realizado um estudo de sensibilidade destes quatro parâmetros no resultado da curva $P-\delta$ numérica. Neste estudo, cada parâmetro teve 4 variações distintas analisadas de modo individual (-50%, -25%, +25% e +50% sobre o valor inicial). Estas variação também foram aplicadas de forma agrupada entre os vários parâmetros.

3.2.5.1 Araldite® AV138

Como se pode observar na Figura 81, a variação de G_{IC} afeta consideravelmente a P_{max} obtida durante o ensaio, sendo que esta aumenta consoante o aumento do valor de G_{IC} . É possível notar uma variação significativamente maior para -50% em reação a todas as outras variações. Também se pode observar que a rigidez se manteve inalterada, uma vez que o declive da reta tangente à curva até ao ponto de P_{max} se manteve. Deste modo, o δ do punção de carregamento até ser atingido o ponto de P_{max} também aumentou.

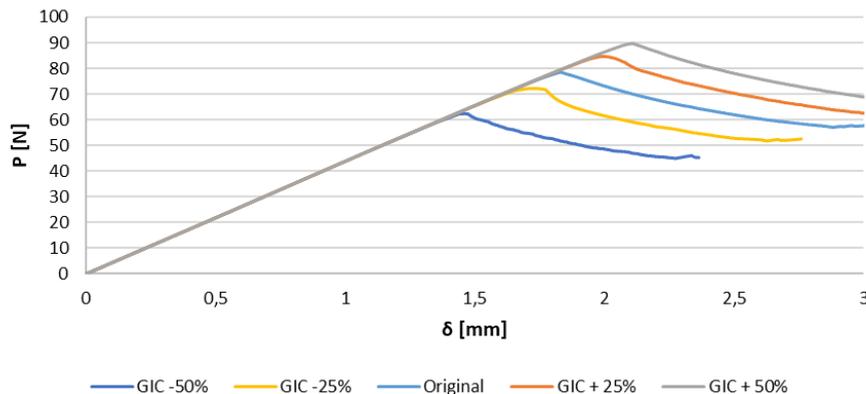


Figura 81 - Análise de sensibilidade ao parâmetro G_{IC} no adesivo Araldite® AV138

Na Figura 82 pode-se observar a variação do parâmetro G_{IIC} afetou as curvas P - δ de forma semelhante ao parâmetro G_{IC} , embora de forma mais reduzida. Observa-se que para as variações de -25% e 50% as curvas encontram-se praticamente sobrepostas.

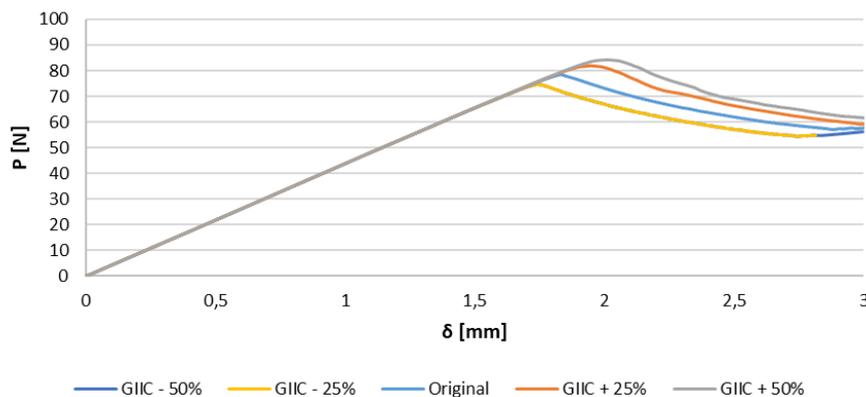


Figura 82 - Análise de sensibilidade ao parâmetro G_{IIC} no adesivo Araldite® AV138

Na Figura 83 pode-se observar o efeito da variação simultânea de G_{IC} e G_{IIC} . Pode-se observar que a rigidez se manteve inalterada, de forma previsível, uma vez que nenhum destes parâmetros teve influência quando analisado de modo individual. Como cada parâmetro influenciou a carga máxima, quando conjugados, esta obteve uma variação considerável com a combinação da variação dos parâmetros, mas com maior influência de G_{IC} .

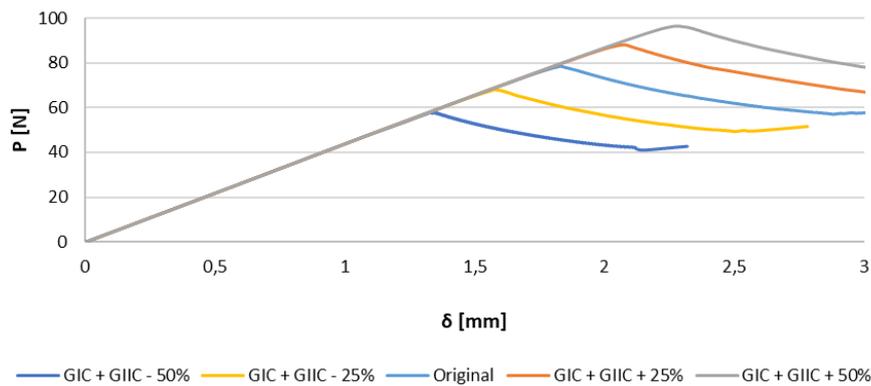


Figura 83 - Análise de sensibilidade ao parâmetro G_{IC} e G_{IIC} no adesivo Araldite® AV138

Na Figura 84 estão representadas as curvas P - δ obtidas através da variação do parâmetro t_n^0 , em que se pode observar uma variação significativa dos valores de P_{max} obtida durante os ensaios. Constatou-se que para menores valores de t_n^0 o início da propagação da fenda ocorreu mais tarde em relação aos valores originais, $t_n^0 + 25\%$ e $t_n^0 + 50\%$, o que resultou num maior valor de P_{max} .

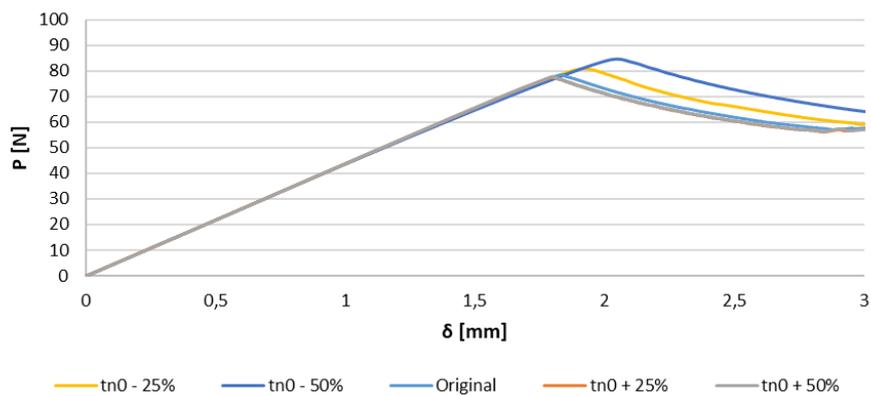


Figura 84 - Análise de sensibilidade ao parâmetro t_n^0 no adesivo Araldite® AV138

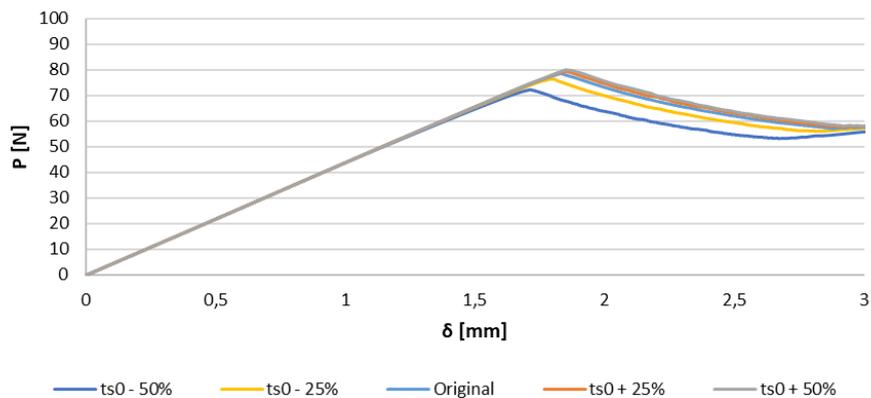


Figura 85 - Análise de sensibilidade ao parâmetro t_s^0 no adesivo Araldite® AV138

O efeito da variação de t_s^0 está representado na Figura 85. Pode se observar que, à semelhança do que aconteceu com a variação de t_n^0 , a P_{\max} observada em cada ensaio teve uma ligeira variação (para t_n^0 a variação foi bastante mais significativa). Observa-se que os valores P_{\max} são superiores com o aumento de t_s^0 . Também é visível que a rigidez apresentou uma variação muito reduzida, uma vez que valores de t_s^0 inferiores fazem iniciar o amaciamento dos pontos mais cedo, o que se traduz numa redução de rigidez.

Na Figura 86 podem-se observar os efeitos da conjugação da variação simultânea de t_n^0 e t_s^0 . A P_{\max} observada em cada ensaio teve uma pequena variação com a sobreposição dos efeitos, dado também ter sido bastante afetada com as variações individuais destes parâmetros. A rigidez, que apenas apresentou uma ligeira variação na análise individual da influência destes parâmetros, apresentou uma variação reduzida.

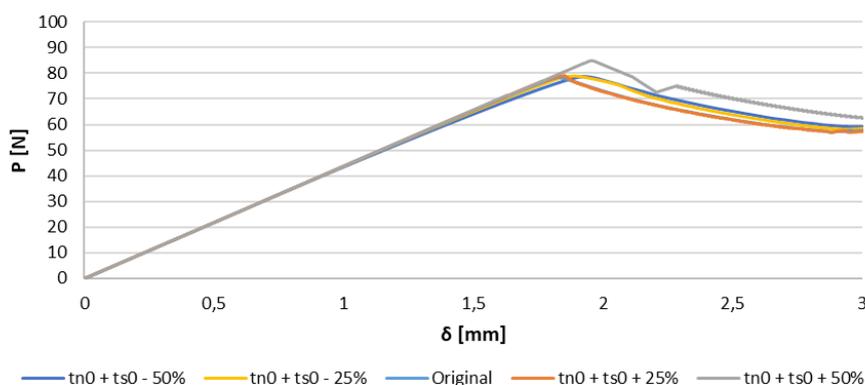


Figura 86 - Análise de sensibilidade ao parâmetro t_n^0 e t_s^0 no adesivo Araldite® AV138

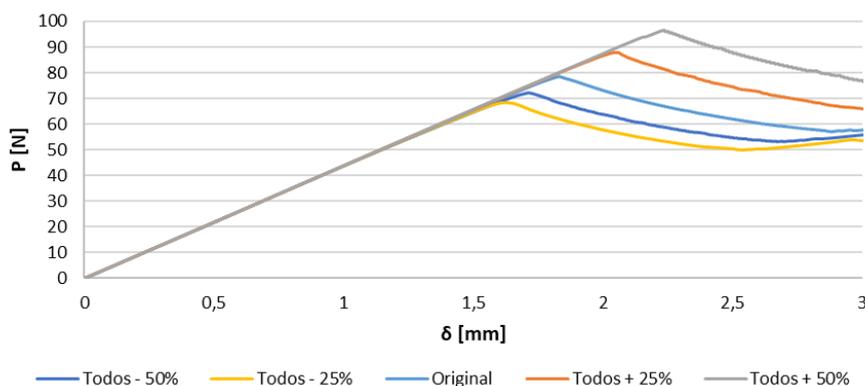


Figura 87 - Análise de sensibilidade de todos os parâmetros (G_I , G_{II} , t_n^0 e t_s^0) no adesivo Araldite® AV138

Na Figura 87 podem-se observar os efeitos na curva P - δ da variação simultânea dos quatro parâmetros analisados. A P_{\max} registada em cada ensaio sofreu grandes variações. Esta amplitude de variação já era esperada devido ao facto de cada parâmetro ter influenciado de forma individual o valor de pico da curva P - δ . Observa-se na curva cinzenta ($t_n^0 + t_s^0 + 50\%$) uma quebra do P , este efeito deve-se ao adesivo ser bastante frágil, o aumento das tensões provoca uma queda abrupta das leis coesivas após chegar ao fim do regime elástico. No que se refere à rigidez, e como esperado

devido às análises anteriores, observou-se uma ligeira variação nos vários ensaios devido ao efeito de t_n^0 e t_s^0 .

3.2.5.2 Araldite® 2015

Na Figura 88 pode-se observar como a variação de G_{IC} afeta a curva $P-\delta$. A P_{max} máxima obtida durante o ensaio apresentou uma grande variação. A rigidez manteve-se inalterada, uma vez que o declive da reta tangente à curva até ao ponto de P_{max} se manteve. Desse modo, o δ do punção de carregamento até ser atingido o ponto de P_{max} também aumentou com variações idênticas nos sentidos positivos e negativos.

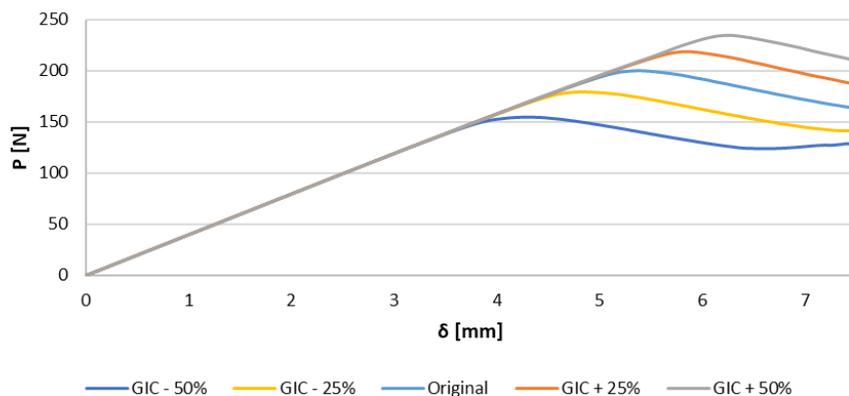


Figura 88 - Análise de sensibilidade ao parâmetro G_{IC} no adesivo Araldite® 2015

Na Figura 89 pode-se observar que a variação do parâmetro G_{IIC} afetou as curvas $P-\delta$ de forma semelhante ao parâmetro G_{IC} (Figura 88), embora de forma mais reduzida. Pois para o teste SLB a variação de G_{IIC} tem menor efeito nos valores das curvas $P-\delta$ o que resulta em menores variações quando comparado com as variações de G_{IC} .

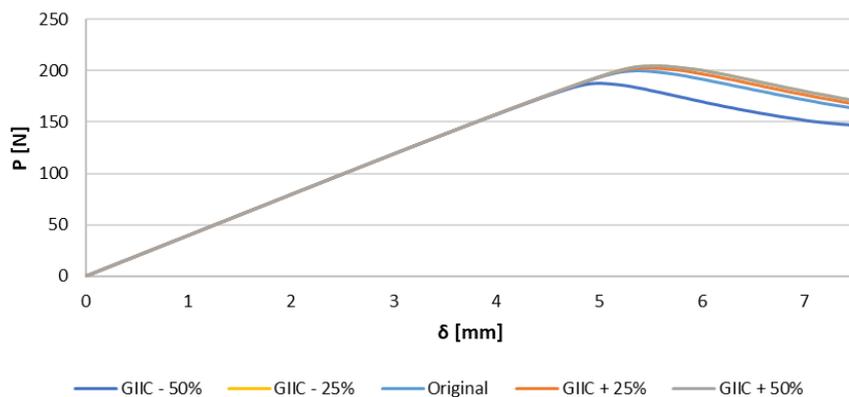


Figura 89 - Análise de sensibilidade ao parâmetro G_{IIC} no adesivo Araldite® 2015

Na Figura 90 pode-se observar o efeito da variação simultânea de G_{IC} e G_{IIC} . A rigidez, que na variação individual dos parâmetros não sofreu alterações, manteve-se inalterada. A P_{max} obtida durante os ensaios teve uma variação considerável devido aos efeitos da variação de G_{IC} e G_{IIC} conjugada, uma vez que ambos os parâmetros

influenciaram a carga máxima. No entanto, a variação ficou próxima da variação de G_{IC} , porque este parâmetro revelou ter maior influência na resistência da junta.

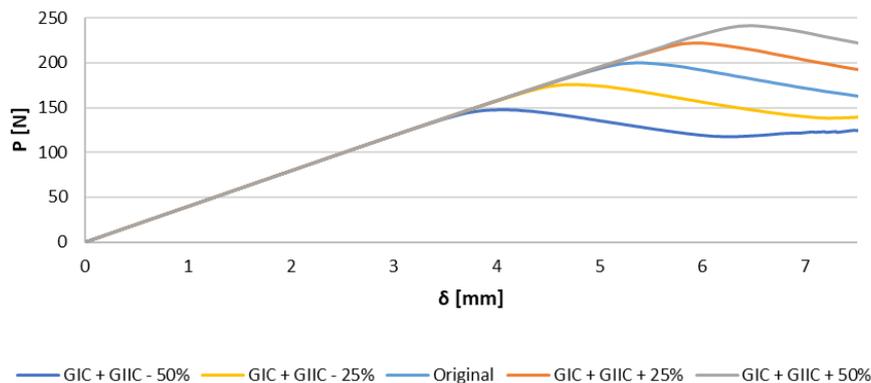


Figura 90 - Análise de sensibilidade ao parâmetro G_{IC} e G_{IIC} no adesivo Araldite® 2015

Na Figura 91 estão representadas as curvas P - δ obtidas através da variação do parâmetro t_n^0 , em que se pode observar uma variação muito ligeira dos valores de P_{max} obtida durante os ensaios. Também se pode observar que a rigidez apresentou uma variação reduzida. Esta variação deve-se ao t_n^0 inferior que inicia o processo de amaciamento mais cedo, o que se traduz numa redução de rigidez.

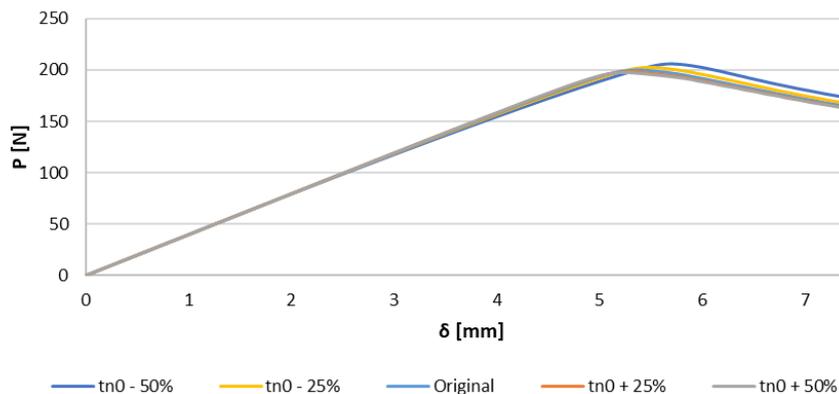


Figura 91 - Análise de sensibilidade ao parâmetro t_n^0 no adesivo Araldite® 2015

Na Figura 92 estão representados os efeitos resultantes da variação de t_s^0 . À semelhança do que aconteceu com a variação de t_n^0 , pode-se observar uma maior variação da P_{max} obtida em relação à variação de t_n^0 , embora esta variação não seja significativa. Também se pode observar que a rigidez apresentou uma ligeira variação, tendo sido menor quando se reduziu t_s^0 .

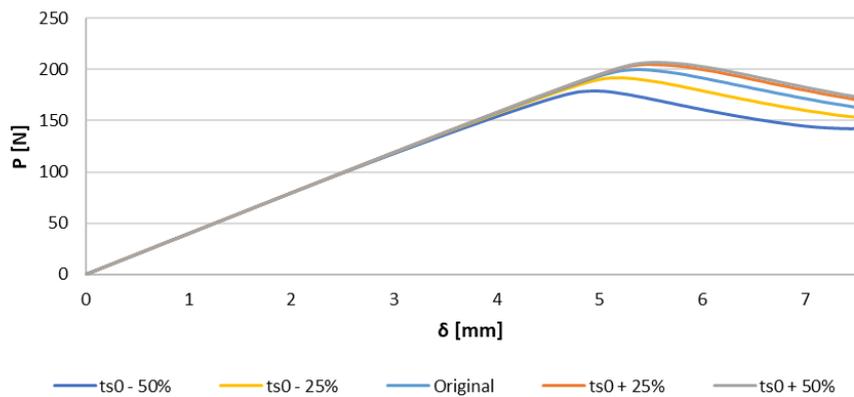


Figura 92 - Análise de sensibilidade ao parâmetro t_s^0 no adesivo Araldite® 2015

Na Figura 93 estão representados os efeitos da variação simultânea de t_n^0 e t_s^0 . Pode-se observar que, à semelhança do que aconteceu com a variação individual destes parâmetros, a variação da P_{max} registada não é significativa. Com esta alteração de parâmetros a rigidez observada teve variação da rigidez superiores às verificadas por variações individuais de t_n^0 e t_s^0 .

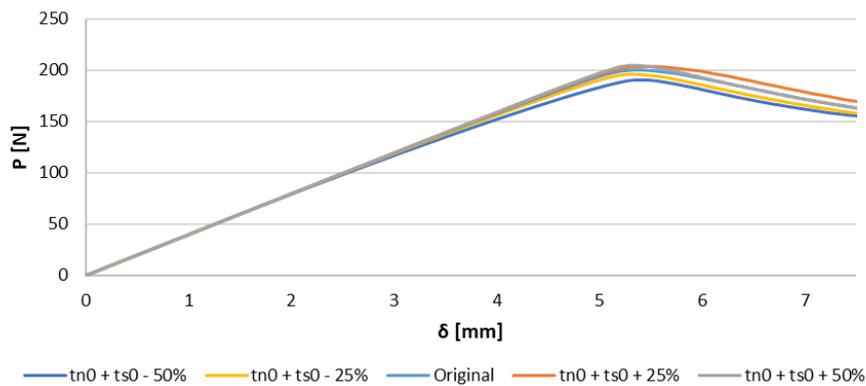


Figura 93 - Análise de sensibilidade ao parâmetro t_n^0 e t_s^0 no adesivo Araldite® 2015

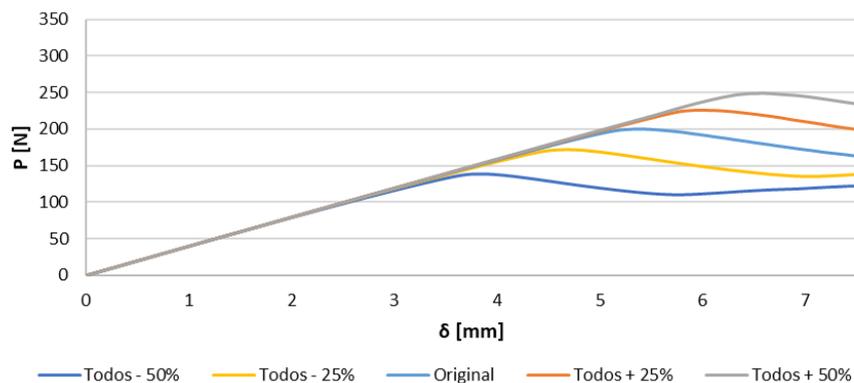


Figura 94 - Análise de sensibilidade de todos os parâmetros (G_I , G_{II} , t_n^0 e t_s^0) no adesivo Araldite® 2015

Na Figura 94 estão registados os efeitos na curva $P-\delta$ da variação simultânea dos quatro parâmetros analisados. Pode-se observar que a carga máxima apresentou uma variação considerável devido aos efeitos de G_{IC} e G_{IIC} e que a rigidez também teve uma pequena variação devido aos efeitos provocados pela variação de t_n^0 e t_s^0 .

3.2.5.3 Sikaforce® 7752

Na Figura 95 pode-se observar os efeitos que a variação de G_{IC} tem na curva $P-\delta$. A P_{max} obtida durante o ensaio registou uma grande variação e a rigidez manteve-se inalterada, uma vez que o declive da reta tangente à curva até ao ponto de P_{max} se manteve. Devido à conjugação dos factos anteriores, o δ do punção de carregamento até ser atingido o ponto de P_{max} também aumentou. Em comparação com os adesivos anteriormente estudados nota-se um aumento bastante maior de P , pois no adesivo mais frágil, Araldite® AV138, um aumento/redução de 50% resulta numa variação de 0,07 N/mm do valor G_{IC} em relação ao valor original, enquanto num adesivo mais dúctil, como o Sikaforce® 7752 o mesmo aumento/redução de 50% reflete numa variação 1,885 N/mm em relação ao original.

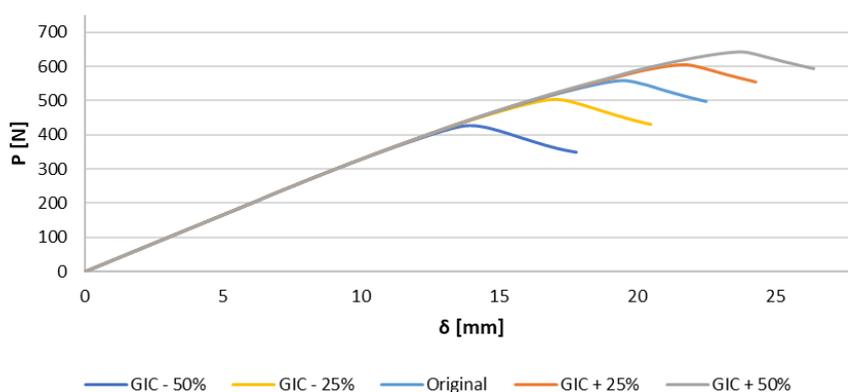


Figura 95 -Análise de sensibilidade ao parâmetro G_{IC} no adesivo Sikaforce® 7752

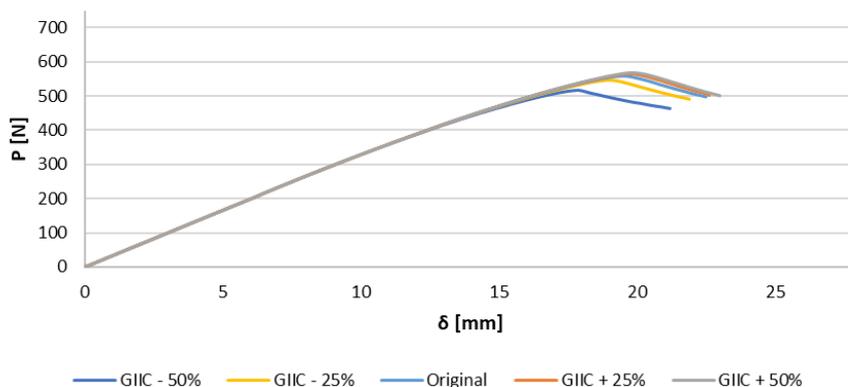


Figura 96 - Análise de sensibilidade ao parâmetro G_{IIC} no adesivo Sikaforce® 7752

Na Figura 96 pode-se observar que, tal como para o parâmetro G_{IC} , a variação de G_{IIC} afetou a P_{max} registada nas curvas $P-\delta$, embora a variação verificada tenha sido mais

reduzida quando comparada com os efeitos de G_{IC} , pois nos ensaios SLB verifica-se maiores δ em modo I do que em modo II, portanto o rácio de mixicidade resulta num valor baixo, o que justifica as menores variações dos valores de P .

Na Figura 97 pode-se observar o efeito da variação simultânea de G_{IC} e G_{IIC} . A rigidez, que na variação individual dos parâmetros não sofreu alterações, manteve-se inalterada. A P_{max} obtida durante os ensaios teve uma variação considerável devido aos efeitos da variação de G_{IC} e G_{IIC} conjugada, uma vez que ambos os parâmetros influenciaram a carga máxima. No entanto, a variação encontra-se próxima da obtida para G_{IC} , porque o G_{IC} é uma variável com maior impacto no que toca à previsão da resistência em juntas adesivas, aliás este comportamento foi recorrente nos adesivos estudados anteriormente e o mesmo foi constatado para este adesivo (Figura 95).

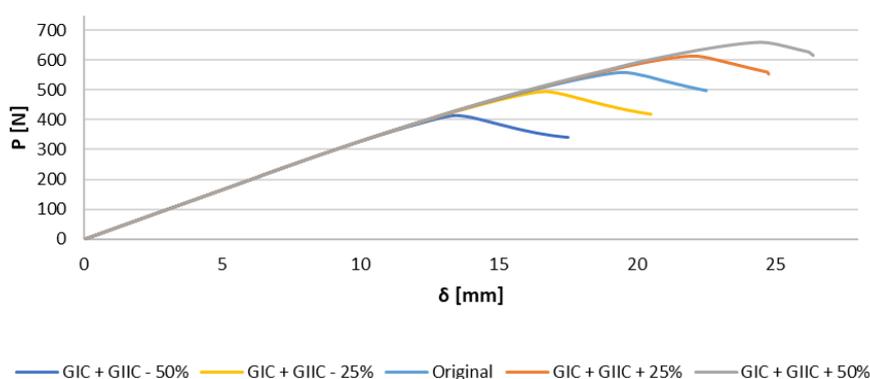


Figura 97 - Análise de sensibilidade ao parâmetro G_{IC} e G_{IIC} no adesivo Sikaforce® 7752

Na Figura 98 estão representadas as curvas P - δ obtidas através da variação do parâmetro t_n^0 , em que se pode observar uma ligeira variação dos valores de P_{max} obtida durante os ensaios. Pode-se observar que a rigidez apresentou uma variação não desprezável (superior à registada para os outros adesivos). A variação da rigidez está relacionada com a redução de t_n^0 , e provocou o amaciamento dos pontos mais cedo, o que se traduz numa redução de rigidez.

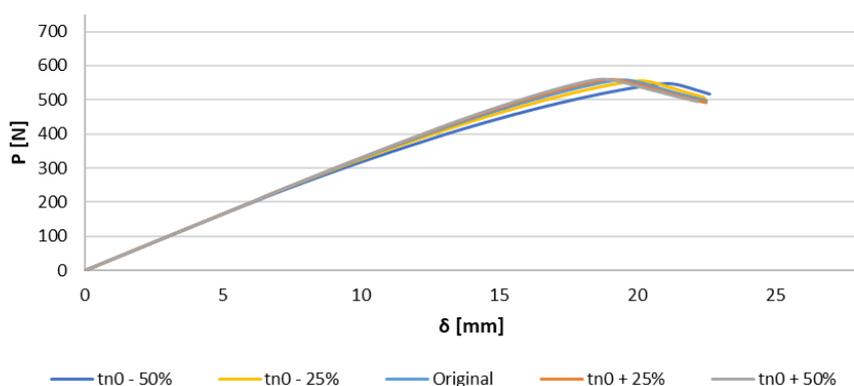


Figura 98 - Análise de sensibilidade ao parâmetro t_n^0 no adesivo Sikaforce® 7752

Na Figura 99 estão representados os efeitos resultantes da variação de t_s^0 . Pode-se observar, à semelhança do que aconteceu com a variação de t_n^0 , variação da P_{\max} obtida, embora esta variação não seja significativa. Também se observa variação de rigidez, apresentando um menor valor quando utilizado um menor valor de t_s^0 . Devido a este fator, o amaciamento dos pontos sucedeu-se mais cedo, o que se traduz numa redução de rigidez.

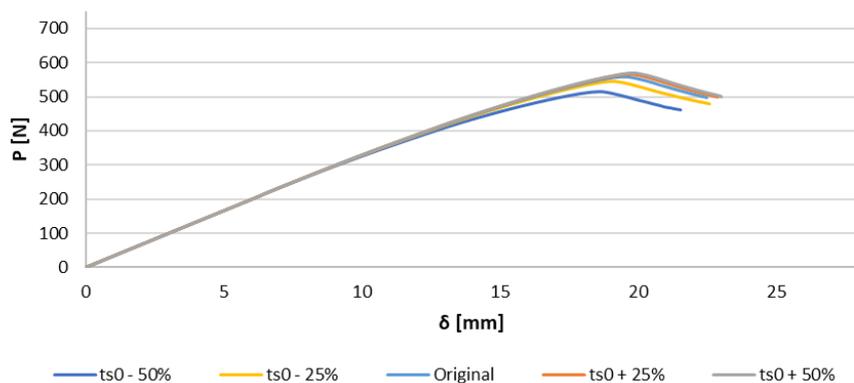


Figura 99 - Análise de sensibilidade ao parâmetro t_s^0 no adesivo Sikaforce® 7752

Na Figura 100 estão representados os efeitos da variação simultânea de t_n^0 e t_s^0 . Pode-se observar que, tal como observado na variação individual destes parâmetros, a variação da P_{\max} registada é bastante reduzida. Também se pode observar que a rigidez teve uma variação significativa, sendo maior quando os valores de t_n^0 e t_s^0 aumentam.

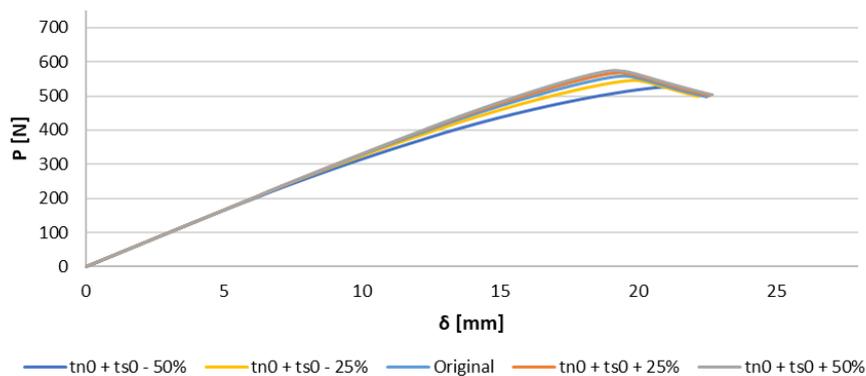


Figura 100 - Análise de sensibilidade ao parâmetro t_n^0 e t_s^0 no adesivo Sikaforce® 7752

Na Figura 101 estão registados o efeito da variação simultânea dos quatro parâmetros analisados na curva P - δ . Pode-se observar que, devido aos efeitos de G_{IC} e G_{IIC} , a carga máxima apresentou uma variação significativa e que a rigidez, devido aos efeitos provocados pela variação de t_n^0 e t_s^0 , também teve uma ligeira variação, onde os pontos de amaciamento iniciam mais tarde à medida que se dá o incremento de t_n^0 e t_s^0 . Nesta configuração de valores é evidente que o aumento de G_{IC} teve maior impacto na variação dos valores pois as curvas são idênticas às da Figura 95, onde se realizou o estudo com variação isolada do G_{IC} .

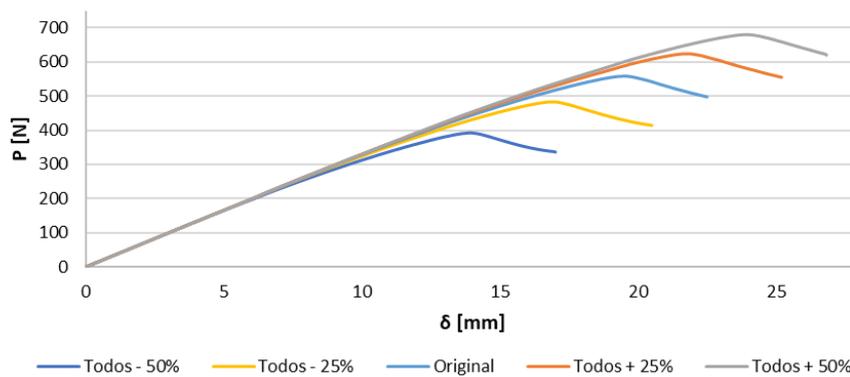


Figura 101 - Análise de sensibilidade de todos os parâmetros (G , G_{II} , t_n^0 e t_s^0) no adesivo Sikaforce® 7752

CONCLUSÕES

4 CONCLUSÕES

O objetivo da presente dissertação é a reprodução numérica do comportamento experimental dos provetes pelo ensaio SLB e a determinação de G_I e G_{II} . Para este efeito fez-se a modelação de provetes utilizando as mesmas dimensões dos provetes, e foram consideradas as propriedades mecânicas e de fratura dos adesivos e as propriedades mecânicas dos substratos, previamente determinadas num trabalho anterior [1]. A fiabilidade dos MDC e da utilização do integral-J para determinação de G_I e G_{II} em modo misto ficou comprovada através da validação dos parâmetros coesivos por comparação com os resultados experimentais. De facto, o objetivo proposto inicialmente foi cumprido.

De um modo geral pode-se concluir que os vários ensaios, experimentais e numéricos, apresentaram uma boa repetibilidade para cada adesivo, uma vez que se pode observar que as curvas $P-\delta$ e as curvas R foram similares nos vários provetes analisados. Esta conclusão é comprovada através avaliação do desvio padrão, tanto em termos absolutos como percentuais. As curvas $P-\delta$ em todos os provetes analisados apresentaram um comportamento linear até atingir P_{max} . Após P_{max} verifica-se o início da redução de P , relacionado com a iniciação da propagação de fenda. Foram observadas algumas curvas que se encontravam desfasadas, devido a valores diferentes de α_0 . Para todos os adesivos analisados, nas curvas R em modo I observou-se um patamar constante durante a propagação da fenda. Este facto pode indicar que o adesivo apresentou um comportamento estável durante a propagação da fenda. Por outro lado, nas curvas R para o modo II a zona de patamar apresenta um pequeno declive, correspondente a propagação da fenda com aumento de G_{II} , o que se verificou não ter impacto significativo nas curvas $P-\delta$.

Observou-se que o adesivo Sikaforce® 7752 obteve os valores de G_I e de G_{II} mais elevados e que o adesivo Araldite® AV138 registou os valores mais reduzidos. Os resultados para o Araldite® 2015 ficaram situados entre o Sikaforce® 7752 e o Araldite® AV138. De facto, o comportamento destes adesivos já seria esperado, e tal verificou-se nos testes numéricos e experimentais. De forma geral, os resultados de G_I e G_{II} , para todos os adesivos, apresentaram variações absolutas bastante aceitáveis, demonstrando que os resultados numéricos por MDC apresentaram boa correlação com os dados experimentais.

Através da colocação dos pontos numéricos nos respetivos envelopes de fratura dos adesivos estudados, onde foram considerados os valores de G_{IC} e G_{IIC} de trabalhos anteriores, conclui-se que os coeficientes numéricos da lei de energia que melhor

representam estes adesivos são $\alpha=1/2$ para o Araldite® AV138 e Araldite® 2015 e $\alpha=2$ para o Sikaforce® 7752. Em comparação com os resultados experimentais há alguma dispersão nos resultados de G_I e G_{II} entre modelos considerados, causada pelas diferenças nas formulações dos vários modelos. Contudo, verificou-se graficamente que os valores do coeficiente da lei de energia obtidos experimentalmente convergem para os mesmos valores que os determinados numericamente.

Através da análise de sensibilidade, verificou-se que a resistência da junta adesiva é afetada pelas variações dos parâmetros coesivos (G_{IC} , G_{IIC} , t_n^0 e t_s^0). Verificou-se que a maior influência nas curvas $P-\delta$ se deve maioritariamente a G_{IC} , enquanto G_{IIC} tem um efeito residual. Constatou-se que as variáveis t_n^0 e t_s^0 têm menos impacto na previsão da resistência da junta adesiva, mas observaram-se alguns fenómenos. No adesivo Araldite® AV138 observou-se um aumento de P_{max} quando se efetuou a redução de t_n^0 , pois a iniciação da rotura do adesivo deu-se mais tarde com maior valor de P em relação aos testes com maior valor de t_n^0 . No adesivo Araldite® 2015, a redução de t_n^0 resultou em pequenas variações de rigidez no início do processo de amaciamento. O mesmo comportamento surgiu no adesivo Sikaforce® 7752 (redução de t_n^0/t_s^0) mas de forma mais significativa quando se aplicou a redução de t_n^0 .

Como sugestões de trabalhos futuros, decorrentes da presente dissertação, sugere-se:

- Análise dos efeitos causados pelo aumento/diminuição da rigidez dos substratos;
- Consideração de ensaios com diferentes rácios de modo misto para melhor enquadramento do comportamento dos adesivos nos envelopes de fratura;
- Consideração de ensaios com possibilidade de obtenção de dados correspondentes a diferentes rácios de modo misto, como o ensaio MMB;
- Validação dos parâmetros coesivos e expoentes da lei de energia com geométricas reais em modo misto.

REFERÊNCIAS

5 REFERÊNCIAS

1. Loureiro, F., *J-integral analysis of the mixed-mode fracture behaviour of composite bonded joints*. 2019, Tese de mestrado, Instituto Superior de Engenharia do Porto: Porto.
2. da Silva, L.F.M., A. Oschner, e R.D. Adams, *Handbook of adhesion technology*. 2011, Springer Heidelberg. p. 2-6.
3. Adams, R.D., J. Comyn, e W.C. Wake, *Structural adhesive joints in engineering*. 2nd ed. 1997, London: Chapman & Hall.
4. Possart, W., *Adhesion: current research an applications*. 2005, Weinheim: Wiley-VCH.
5. Cognard, P., *Adhesives and sealants: basic concepts and high tech bonding*. Handbook of Adhesives and Sealants. Vol. 1. 2005, Versailles, France: Elsevier. 320.
6. Petrie, E.M., *Handbook of adhesives and sealants*. 2000, McGraw-Hill: Estados Unidos da América. p. 93.
7. Staff, E. *Lotus Elise review – is the featherweight sports car as good as ever?* 2019 28/01/2019 28/05/2019]; Available from: <https://www.evo.co.uk/lotus/elise/20655/lotus-elise-review-is-the-featherweight-sports-car-as-good-as-ever>.
8. Solutions, A.-A.M. *Still the poor relation*. 2010 1 Novembro 2010 28/05/2019]; Available from: <http://www.automotivemanufacturingsolutions.com/focus/still-the-poorrelation>.
9. Loureiro, M.V., S. Borschiver, e P.L.A. Coutinho, *Tendências tecnológicas de adesivos e selantes aplicados na construção civil*. Journal of technology Management & Innovation, 2009. **vol. 4**: p. 116.
10. Wisaplywood. *Sustainable WISA plywood with professional services*. 2019 28/05/2019]; Available from: <https://www.wisaplywood.com/applications/construction/>.
11. Wisaplywood, *WISA® -Birch fact sheet*. 2018. p. 1.
12. Paiva, R.M.M., E.A.S. Marques, L.F.M. da Silva, C.A.C. António, e F. Arán-Ais, *Adhesives in the footwear industry*. Journal of materials: design and applications, 2015: p. 2-4.
13. Crownhillshoes. *Guia de fabricação de sapatos Goodyear*. 2019 31/05/2019]; Available from: <https://www.crownhillshoes.com/pt/info/guia-de-fabricacao-de-sapatos-goodyear>.
14. Sika Services AG, *Rail leading innovation in a dynamic industry*. 2017, Sika Editor.
15. Volkersen, O., *Die nietkraftoerteilung in zubeanspruchten nietverbindungen konstanten loschonquerschnitten*. Luftfahrtforschung 15, 1938: p. 41-47.

16. Adams, R.D. e N.A. Peppiatt, *Stress analysis of adhesive-bonded lap joints*. The Journal of Strain Analysis for Engineering Design, 1974. **9**(3): p. 185-196.
17. Harris, J.A. e R.A. Adams, *Strength prediction of bonded single lap joints by non-linear finite element methods*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 1984. **4**(2): p. 65-78.
18. Curiel Sosa, J.L. e N. Karapurath, *Delamination modelling of GLARE using the extended finite element method*. Composites Science and Technology, 2012. **72**(7): p. 788-791.
19. Panigrahi, S.K. e B. Pradhan, *Three dimensional failure analysis and damage propagation behavior of adhesively bonded single lap joints in laminated FRP composites*. Journal of Reinforced Plastics and Composites, 2007. **26**(2): p. 183-201.
20. da Silva, L.F.M., A.G. de Magalhães, e M.F.S.F. de Moura, *Juntas adesivas estruturais*. Vol. Edições Técnicas. 2007, Porto: Publindústria.
21. Griffith, A.A., *The Phenomena of Rupture and Flow in Solids*. Philosophical Transactions of the Royal Society of London A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences, 1921. **221**(582-593): p. 163-198.
22. Williams, J., *The stresses around a fault or crack in dissimilar media*. Bulletin of the Seismological Society of America, 1959. **49**(2): p. 199-204.
23. Hutchinson, J.W., *Plastic stress and strain fields at a crack tip*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1968. **16**(5): p. 337-342.
24. Rice, J.R., *A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks*. Journal of Applied Mechanics, 1968. **35**(2): p. 379-386.
25. Fernlund, G. e J.K. Spelt, *Failure load prediction of structural adhesive joints*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 1991. **11**(4): p. 221-227.
26. Barenblatt, G.I., *The formation of equilibrium cracks during brittle fracture. General ideas and hypotheses. Axially-symmetric cracks*. Journal of Applied Mathematics and Mechanics, 1959. **23**(3): p. 622-636.
27. Dugdale, D.S., *Yielding of steel sheets containing slits*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1960. **8**(2): p. 100-104.
28. Duan, K., X. Hu, e Y.W. Mai, *Substrate constraint and adhesive thickness effects on fracture toughness of adhesive joints*. Journal of Adhesion Science and Technology, 2004. **18**(1): p. 39-53.
29. da Silva, L.F.M. e R.D.S.G. Campilho, *Advances in numerical modeling of adhesive joints*. 2011: Springer.
30. Ji, G., Z. Ouyang, G. Li, S. Ibekwe, e S.S. Pang, *Effects of adhesive thickness on global and local Mode-I interfacial fracture of bonded joints*. International Journal of Solids and Structures, 2010. **47**(18-19): p. 2445-2458.
31. Turon, A., J. Costa, P.P. Camanho, e C.G. Dávila, *Simulation of delamination in composites under high-cycle fatigue*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2007. **38**(11): p. 2270-2282.
32. Kafkalidis, M.S. e M.D. Thouless, *The effects of geometry and material properties on the fracture of single lap-shear joints*. International Journal of Solids and Structures, 2002. **39**(17): p. 4367-4383.

33. Yang, Q.D. e M.D. Thouless, *Mixed-mode fracture analyses of plastically-deforming adhesive joints*. International Journal of Fracture, 2001. **110**(2): p. 175-187.
34. Banea, M.D., L.F.M. da Silva, e R.D.S.G. Campilho, *Effect of temperature on tensile strength and mode I fracture toughness of a high temperature epoxy adhesive*. Journal of Adhesion Science and Technology, 2012. **26**(7): p. 939-953.
35. Allix, O. e A. Corigliano, *Modeling and simulation of crack propagation in mixed-modes interlaminar fracture specimens*. International Journal of Fracture, 1996. **77**(2): p. 111-140.
36. Alfano, G. e M.A. Crisfield, *Finite element interface models for the delamination analysis of laminated composites: mechanical and computational issues*. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 2001. **50**(7): p. 1701-1736.
37. Chandra, N., H. Li, C. Shet, e H. Ghonem, *Some issues in the application of cohesive zone models for metal–ceramic interfaces*. International Journal of Solids and Structures, 2002. **39**(10): p. 2827-2855.
38. Chen, J., *Predicting progressive delamination of stiffened fibre-composite panel and repaired sandwich panel by decohesion models*. Journal of Thermoplastic Composite Materials, 2002. **15**(5): p. 429-442.
39. Pinto, A.M.G., A.G. Magalhães, R.D.S.G. Campilho, M.F.S.F. de Moura, e A.P.M. Baptista, *Single-lap joints of similar and dissimilar adherends bonded with an acrylic adhesive*. The Journal of Adhesion, 2009. **85**(6): p. 351-376.
40. Liljedahl, C.D.M., A.D. Crocombe, M.A. Wahab, e I.A. Ashcroft, *Damage modelling of adhesively bonded joints*. International Journal of Fracture, 2006. **141**(1-2): p. 147-161.
41. de Moura, M.F.S.F., J.P.M. Gonçalves, A.T. Marques, e P.M.S.T. de Castro, *Prediction of compressive strength of carbon–epoxy laminates containing delamination by using a mixed-mode damage model*. Composite Structures, 2000. **50**(2): p. 151-157.
42. Campilho, R.D.S.G., M.F.S.F. de Moura, e J.J.M.S. Domingues, *Stress and failure analyses of scarf repaired CFRP laminates using a cohesive damage model*. Journal of Adhesion Science and Technology, 2007. **21**(9): p. 855-870.
43. Campilho, R.D.S.G., M.F.S.F. de Moura, e J.J.M.S. Domingues, *Using a cohesive damage model to predict the tensile behaviour of CFRP single-strap repairs*. International Journal of Solids and Structures, 2008. **45**(5): p. 1497-1512.
44. de Moura, M.F.S.F., R.D.S.G. Campilho, e J.P.M. Gonçalves, *Crack equivalent concept applied to the fracture characterization of bonded joints under pure mode I loading*. Composites Science and Technology, 2008. **68**(10–11): p. 2224-2230.
45. de Moura, M.F.S.F., R.D.S.G. Campilho, e J.P.M. Gonçalves, *Pure mode II fracture characterization of composite bonded joints*. International Journal of Solids and Structures, 2009. **46**(6): p. 1589-1595.
46. Carlberger, T. e U. Stigh, *Influence of Layer Thickness on Cohesive Properties of an Epoxy-Based Adhesive—An Experimental Study*. The Journal of Adhesion, 2010. **86**(8): p. 816-835.
47. Lee, M., T.M. Cho, W.S. Kim, B.C. Lee, e J.J. Lee, *Determination of cohesive parameters for a mixed-mode cohesive zone model*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2010. **30**(5): p. 322-328.

48. Zhu, Y., K.M. Liechti, e K.R. Chandar, *Direct extraction of rate-dependent traction–separation laws for polyurea/steel interfaces*. International Journal of Solids and Structures, 2009. **46**(1): p. 31-51.
49. Pandya, K.C. e J. Williams, *Measurement of cohesive zone parameters in tough polyethylene*. Polymer Engineering & Science, 2000. **40**(8): p. 1765-1776.
50. Chai, H., *Experimental evaluation of mixed-mode fracture in adhesive bonds*. Experimental Mechanics, 1992. **32**(4): p. 296-303.
51. Campilho, R.D.S.G., M.F.S.F. de Moura, A.M.G. Pinto, J.J.L. Morais, e J.J.M.S. Domingues, *Modelling the tensile fracture behaviour of CFRP scarf repairs*. Composites Part B: Engineering, 2009. **40**(2): p. 149-157.
52. Campilho, R.D.S.G., D.C. Moura, M.D. Banea, e L.F.M. da Silva, *Adherend thickness effect on the tensile fracture toughness of a structural adhesive using an optical data acquisition method*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2014. **53**: p. 15-22.
53. Stigh, U., K.S. Alfredsson, T. Andersson, A. Biel, T. Carlberger, e K. Salomonsson, *Some aspects of cohesive models and modelling with special application to strength of adhesive layers*. International Journal of Fracture, 2010. **165**(2): p. 149-162.
54. ASTM D3433-99, *Standard test method for fracture strength in cleavage of adhesives in bonded metal joints*. 2012: ASTM International, West Conshohocken, PA, 2012.
55. Gustafson, P.A. e A.M. Waas, *The influence of adhesive constitutive parameters in cohesive zone finite element models of adhesively bonded joints*. International Journal of Solids and Structures, 2009. **46**(10): p. 2201-2215.
56. Yoshihara, H., *Mode II R-curve of wood measured by 4-ENF test*. Engineering Fracture Mechanics, 2004. **71**(13–14): p. 2065-2077.
57. Blackman, B.R.K., A.J. Brunner, e J. Williams, *Mode II fracture testing of composites: a new look at an old problem*. Engineering Fracture Mechanics, 2006. **73**(16): p. 2443-2455.
58. Daudeville, L. e P. Ladevèze, *A damage mechanics tool for laminate delamination*. Composite Structures, 1993. **25**(1–4): p. 547-555.
59. Khoramishad, H., A.D. Crocombe, K.B. Katnam, e I.A. Ashcroft, *Predicting fatigue damage in adhesively bonded joints using a cohesive zone model*. International Journal of Fatigue, 2010. **32**(7): p. 1146-1158.
60. Kattan, P.I. e G.Z. Voyiadjis, *Damage mechanics with finite elements: practical applications with computer tools*. 2001: Springer Berlin Heidelberg.
61. Raghavan, P. e S. Ghosh, *A continuum damage mechanics model for unidirectional composites undergoing interfacial debonding*. Mechanics of Materials, 2005. **37**(9): p. 955-979.
62. Wahab, M.M.A., I.A. Ashcroft, A.D. Crocombe, e S.J. Shaw, *Prediction of fatigue thresholds in adhesively bonded joints using damage mechanics and fracture mechanics*. Journal of Adhesion Science and Technology, 2001. **15**(7): p. 763-781.
63. Imanaka, M., T. Hamano, A. Morimoto, R. Ashino, e M. Kimoto, *Fatigue damage evaluation of adhesively bonded butt joints with a rubber-modified epoxy adhesive*. Journal of Adhesion Science and Technology, 2003. **17**(7): p. 981-994.
64. Shenoy, V., I.A. Ashcroft, G.W. Critchlow, e A.D. Crocombe, *Fracture mechanics and damage mechanics based fatigue lifetime prediction of adhesively bonded*

- joints subjected to variable amplitude fatigue*. Engineering Fracture Mechanics, 2010. **77**(7): p. 1073-1090.
65. Hua, Y., A.D. Crocombe, M.A. Wahab, e I.A. Ashcroft, *Continuum damage modelling of environmental degradation in joints bonded with EA9321 epoxy adhesive*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2008. **28**(6): p. 302-313.
66. Chen, Z., R.D. Adams, e L.F.M. da Silva, *Prediction of crack initiation and propagation of adhesive lap joints using an energy failure criterion*. Engineering Fracture Mechanics, 2011. **78**(6): p. 990-1007.
67. Mohammadi, S., *Extended finite element method: for fracture analysis of structures*. 2008: Wiley.
68. Belytschko, T. e T. Black, *Elastic crack growth in finite elements with minimal remeshing*. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 1999. **45**(5): p. 601-620.
69. Moës, N., J. Dolbow, e T. Belytschko, *A finite element method for crack growth without remeshing*. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 1999. **46**(1): p. 131-150.
70. Abaqus[®], *Documentation. D. Systèmes*. 2013: Vélizy-Villacoublay.
71. Campilho, R.D.S.G., M.D. Banea, F.J.P. Chaves, e L.F.M. da Silva, *extended finite element method for fracture characterization of adhesive joints in pure mode I*. Computational Materials Science, 2011. **50**(4): p. 1543-1549.
72. Fernlund, x.S.J., *Failure load prediction*. International Journal of Adhesion & Adhesives, 1991. **11**: p. 213-227.
73. Irwin, G.R. e J. Kies, *Critical energy rate analysis of fracture strength*. Welding Journal (Research Supplement), 1954. **33**: p. 193-198.
74. Westergaard, H.M., *Bearing pressures and cracks*. Journal of Applied Mechanics, 1995. **6**: p. A49-A53.
75. Chaves, F.J.P., L.F.M. da Silva, M.F.S.F. de Moura, D.A. Dillard, e V.H.C. Esteves, *Fracture mechanics tests in adhesively bonded joints: a literature review*. The Journal of Adhesion, 2014. **90**(12): p. 955-992.
76. ISO-25217-09, *Determination of the mode I adhesive fracture energy of structural adhesive joints using double cantilever beam and tapered double cantilever beam specimens*. 2009.
77. Campilho, R.D.S.G., D.C. Moura, D.J.S. Gonçalves, J.F.M.G. da Silva, M.D. Banea, e L.F.M. da Silva, *Fracture toughness determination of adhesive and co-cured joints in natural fibre composites*. Composites: Part B, 2013: p. 122.
78. da Silva, L.F.M., D.A. Dillard, B. Blackman, e R.D. Adams, *Testing adhesive joints, in Best Practices*. 2012, Wiley-VCH Verlag & Co.KGaA, Weinheim, Germany. p. 55-63, 163-191, 198.
79. Nunes, F.A.A. e R.D.S.G. Campilho, *Mixed-mode fracture analysis of adhesively-bonded joints using the ATDCB test specimen*. Vol. 85. 2018.
80. ASTM-D5045-14, *Standard test methods for plane-strain fracture toughness and strain energy release rate of plastic materials*. 2014.
81. ISO-13586-00, *Determination of fracture toughness (GIC and KIC) - linear elastic fracture mechanics (LEFM) approach*. 2000.

82. JIS-K-7086-93, *Testing methods for interlaminar fracture toughness of carbon fibre reinforced plastics*. 1993.
83. DIN-EN-6034, *Test method - determination of interlaminar fracture toughness energy - mode II*. 2013.
84. O'Brien, T., *Composite materials: fatigue and fracture*. Vol. 3. 1991, West Conshohocken, PA: ASTM International.
85. Kageyama, K., M. Kikuchi, e N. Yanagisawa, *Stabilized end notched flexure test. Characterization of Mode II interlaminar crack growth*. ASTM Special Technical Publication, 1991. -1: p. 210-225.
86. Bennatia, S., M. Colleluoria, D. Coriglianoa, e P.S. Valvoa, *An enhanced beam model of the Asymmetric Double Cantilever Beam (ADCB) test for composite laminates*. ETDCM8- 8th Seminar on Experimental Techniques and Design in Composite Materials, 2007.
87. Chaves, F.J.P., *Fracture mechanics applied to the design of adhesively bonded joints*. 2013, FEUP: Porto.
88. ASTM-D6671-06, *Standard test method for mixed mode I-mode II interlaminar fracture toughness of unidirectional fiber reinforced polymer matrix composites*. 2006.
89. Yoon, S.H. e C.S. Hong, *Modified end notched flexure specimen for mixed mode interlaminar fracture in laminated composites*. Vol. 43. 1990. R3-R9.
90. Davidson, B.D., P.L. Fariello, R.C. Hudson, e V. Sundararaman, *Accuracy assessment of the singular-field-based mode-mix decomposition procedure for the prediction of delamination*, S.J. Hooper, Editor. 1997, ASTM International: West Conshohocken, PA. p. 109-128.
91. Davidson, B.D., S.J. Gharibian, e L.J. Yu, *Evaluation of energy release rate-based approaches for predicting delamination growth in laminated composites*. International Journal of Fracture, 2000. **105**(4): p. 343-365.
92. Davidson, B.D., R. Krüger, e M. König, *Three-dimensional analysis of center-delaminated unidirectional and multidirectional single-leg bending specimens*. Composites Science and Technology, 1995. **54**(4): p. 385-394.
93. Davidson, B.D. e V. Sundararaman, *A single leg bending test for interfacial fracture toughness determination*. International Journal of Fracture, 1996. **78**(2): p. 193-210.
94. Davidson, B. e K.L. Koudela, *Influence of the mode mix of precracking on the delamination toughness of laminated Composites*. Vol. 18. 1999. 1408-1414.
95. de Moura, M.F.S.F., J.P.M. Gonçalves, e M.V. Fernandez, *Fatigue/fracture characterization of composite bonded joints under mode I, mode II and mixed-mode I+II*. Composite Structures, 2016. **139**: p. 62-67.
96. Szekrényes, A. e J. Uj, *Beam and finite element analysis of quasi-unidirectional composite SLB and ELS specimens*. Composites Science and Technology, 2004(64): p. 2393-2406.
97. Oliveira, J.M.Q., M.F.S.F. de Moura, e J.J.L. Morais, *Application of the end loaded split and single-leg bending tests to the mixed-mode fracture characterization of wood*. Holzforschung, 2009. **63**: p. 597-602.
98. Ozdil, F., L.A. Carlsson, e P. Davies, *Beam analysis of angle-ply laminate end-notched flexure specimens*. Composites Science and Technology, 1998(59): p. 1929-1938.

99. Williams, J., *On the calculation of energy release rates for cracked laminates*. Vol. 36. 1988. 101-119.
100. Olsson, R., *A simplified improved beam analysis of the DCB specimen*. Composites Science and Technology, 1992. **43**(4): p. 329-338.
101. Ducept, F., D. Gamby, e P. Davies, *A mixed-mode failure criterion derived from tests of symmetric and asymmetric specimens*. Composites Science and Technology, 1999(59): p. 609-619.
102. Zhu, Y., *characterization of interlaminar fracture toughness of a carbon/epoxy composite material*, in *Department of Engineering Science and Mechanics 2009*, The Pennsylvania State University
103. Kim, W.S., D.S. Hwang, C.J. Jang, e J.J. Lee, *Enhancement of composite-metal adhesion strength by micro-patterning of metal surfaces*, in *18th International Conference On Composite Materials*. 2015.
104. Nairn, J.A., *On the calculation of energy release rates for cracked laminates with residual stresses*. International Journal of Fracture, 2006. **139**(2): p. 267.
105. da Silva, L.F.M., V.H.C. Esteves, e F.J.P. Chaves, *Fracture toughness of a structural adhesive under mixed mode loadings*. Mat.-wiss.u.Werkstofftech, 2011. **5**(42): p. 460-470.
106. Fernández, M.V., M.F.S.F. de Moura, L.F.M. da Silva, e A.T. Marques, *Mixed-mode I + II fatigue/fracture characterization of composite bonded joints using the Single-Leg Bending test*. Composites: Part A, 2013: p. 63-69.
107. Szekrényes, A., *J-integral for delaminated beam and plate models*. Vol. 56. 2012. 63-71.
108. Shivakumar, K.N. e I.S. Raju, *An equivalent domain integral method for three-dimensional mixed-mode fracture problems*. Engineering Fracture Mechanics, 1992. **42**(6): p. 935-959.
109. Rigby, R.H. e M.H. Aliabadi, *Decomposition of the mixed-mode J-integral*. International Journal of Solids and Structures, 1998. **35**(17): p. 2073-2099.
110. Ji, G., Z. Ouyang, e G. Li, *On the interfacial constitutive laws of mixed mode fracture with various adhesive thicknesses*. Mechanics of Materials, 2012. **47**: p. 24-32.
111. Ouyang, Z. e G. Li, *Nonlinear interface shear fracture of end notched flexure specimens*. International Journal of Solids and Structures, 2009. **46**(13): p. 2659-2668.
112. Constante, C.J., R.D.S.G. Campilho, e D.C. Moura, *Tensile fracture characterization of adhesive joints by standard and optical techniques*. Engineering Fracture Mechanics, 2015. **136**: p. 292-304.
113. Leitão, A., R.D.S.G. Campilho, e D.C. Moura, *Shear characterization of adhesive layers by advanced optical techniques*. Experimental Mechanics, 2015. **56**.
114. Carvalho, U.T.F. e R.D.S.G. Campilho, *Application of the direct method for cohesive law estimation applied to the strength prediction of double-lap joints*. Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 2016. **85**: p. 140-148.
115. Carvalho, U.T.F. e R.D.S.G. Campilho, *Validation of pure tensile and shear cohesive laws obtained by the direct method with single-lap joints*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2017. **77**: p. 41-50.
116. Campilho, R.D.S.G., M.D. Banea, A.M.G. Pinto, L.F.M. da Silva, e A.M.P. de Jesus, *Strength prediction of single- and double-lap joints by standard and extended*

- finite element modelling*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2011. **31**(5): p. 363-372.
117. Santos, M.A.S. e R.D.S.G. Campilho, *Mixed-mode fracture analysis of composite bonded joints considering adhesives of different ductility*. International Journal of Fracture, 2017. **207**(1): p. 55-71.
118. Campilho RDSG, d.M.M., Domingues JJMS, *Modelling single and double-lap repairs on composite materials*. Composites Science and Technology, 2005. **65**: p. 1948–1958.
119. Campilho RDSG, d.M.M., Domingues JJMS, *Numerical prediction on the tensile residual strength of repaired CFRP under different geometric changes*. International Journal of Adhesion & Adhesives 2009(29): p. 195–205.
120. Santos, M., *Estudo numérico da fratura em modo misto de juntas adesivas pelo ensaio single-leg bending*. 2016, Tese de mestrado, Instituto Superior de Engenharia do Porto: Porto.
121. Neto, J.A.B.P., R.D.S.G. Campilho, e L.F.M. da Silva, *Parametric study of adhesive joints with composites*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2012. **37**(Complete): p. 96-101.
122. Campilho, R.D.S.G., M.D. Banea, J.A.B.P. Neto, e L.F.M. da Silva, *Modelling adhesive joints with cohesive zone models: effect of the cohesive law shape of the adhesive layer*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2013. **44**: p. 48-56.