



Estudo do ensaio CLS para determinação da tenacidade em modo misto de juntas adesivas

RICARDO BRUNO PEREIRA BARROS

novembro de 2021

ESTUDO DO ENSAIO CLS PARA DETERMINAÇÃO DA TENACIDADE EM MODO MISTO DE JUNTAS ADESIVAS

Ricardo Bruno Pereira Barros

1170344

2021

Instituto Superior de Engenharia do Porto

Departamento de Engenharia Mecânica



ESTUDO DO ENSAIO CLS PARA DETERMINAÇÃO DA TENACIDADE EM MODO MISTO DE JUNTAS ADESIVAS

Ricardo Bruno Pereira Barros

1170344

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 de Doutor Raul Duarte Salgueiral Gomes Campilho e coorientação do Doutor Isidro de Jesús Sánchez-Arce.

2021

Instituto Superior de Engenharia do Porto

Departamento de Engenharia Mecânica



JÚRI

Presidente

Doutor Ramiro Carneiro Martins

Professor Adjunto, ISEP

Orientador

Doutor Raul Duarte Salgueiral Gomes Campilho

Professor Adjunto, ISEP

Coorientador

Doutor Isidro de Jesús Sánchez-Arce

Investigador, INEGI

Arguente

Doutor Filipe José Palhares Chaves

Professor Adjunto, IPCA

AGRADECIMENTOS

Agradeço ao Professor Doutor Raul Duarte Salgueiral Gomes Campilho, sua dedicação, paciência, compreensão e a disponibilidade prestada ao longo de todo o trabalho. Fico-lhe muito reconhecido por me ter aceitado como seu orientado numa altura que eu estava sem tema de tese e que o professor nunca tenha sido meu docente.

Aproveito para agradecer ao professor Isidro de Jesús Sánchez Arce pela ajuda prestada na execução dos provetes e respetivos ensaios.

Este trabalho é um fim de um ciclo da minha vida, dedico-o à minha esposa Carla Mimoso e ao meu filho Diogo Barros, pelo amor, paciência e compreensão demonstradas.

PALAVRAS-CHAVE

Ligação adesiva, taxa de libertação de energia, *cracked-lap shear*, leis coesivas, modelo de dano coesivo.

RESUMO

A utilização de juntas adesivas como elemento de união tem vindo a aumentar progressivamente à medida que vários estudos vão sendo realizados. As juntas adesivas têm demonstrado várias vantagens relativamente às técnicas de união mais utilizadas tais como soldadura, brasagem, ligações aparafusadas, rebitadas, entre outras. Vários estudos vêm demonstrado a importância em prever com precisão as propriedades e a resistência mecânica da junta adesiva. O modelo de dano coesivo é um método muito utilizado nestas previsões, para o qual a taxa de libertação de energia é um dos parâmetros fundamentais. O ensaio *cracked-lap shear* (CLS) é um ensaio ainda pouco estudado e, como tal, tornou-se essencial caracterizá-lo através de um estudo da viabilidade da junta adesiva segundo este tipo de junta. Este tipo de ensaio permite o estudo da junta adesiva quando solicitada a cargas de modo misto (combinação de solicitações de tração e corte), sendo o tipo de solicitação mais comum ao longo do ciclo de vida das juntas adesivas em aplicações reais.

O estudo efetuado nesta dissertação consistiu na análise experimental e numérica do ensaio CLS para a determinação da tenacidade à fratura de diferentes adesivos estruturais. Pretendeu-se estabelecer uma comparação entre os métodos de redução teóricos obtidos dos trabalhos de alguns autores. O trabalho experimental consistiu no fabrico e ensaio de provetes CLS com os diferentes adesivos, e realizar o respetivo tratamento de dados conducente à obtenção das propriedades de fratura. Numericamente foram utilizados modelos de dano coesivo para reproduzir os ensaios experimentais e obter leis coesivas aproximadas que possam ser usadas para previsão do comportamento de juntas adesivas solicitadas em modo-misto. Estas análises numéricas procuram simular a iniciação e propagação de fendas no adesivo, e têm em conta conceitos energéticos para simular a rotura. Experimentalmente e numericamente foram obtidos os envelopes de fratura de cada adesivo para caracterizar o respetivo comportamento em modo-misto.

Observou-se que os métodos de redução para o ensaio CLS apresentam algumas limitações na definição das componentes puras da tenacidade. Por outro lado, os modelos numéricos conseguiram prever de forma aceitável os resultados experimentais.

KEYWORDS

Adhesive bonding, energy release rate, cracked-lap shear, cohesive laws, cohesive zone model.

ABSTRACT

The use of adhesive joints as a joining method has been progressively increasing as several studies are being carried out. Adhesive joints have shown several advantages over the most used joining techniques such as welding, brazing, bolted connections, riveting, among others. Several studies have demonstrated the importance of accurately predicting the properties and mechanical strength of the adhesive joint. The cohesive zone model is a widely used method in these predictions, for which the energy release rate is one of the fundamental parameters. The cracked-lap shear (CLS) test is still little studied and, as such, it becomes essential to characterize it through a study of the viability of the adhesive joint according to this type of joint. This type of test allows the study of the adhesive joint when applied to mixed-mode loads (combination of tensile and shear loads), being the most common type of loading throughout the life cycle of adhesive joints in real applications.

The study carried out in this dissertation consisted of the experimental and numerical analysis of the CLS test to determine the fracture toughness of different structural adhesives. It was intended to establish a comparison between the theoretical reduction methods obtained from the works of few authors. The experimental work consisted of manufacturing and testing CLS specimens with the different adhesives, and carrying out the respective data processing leading to obtaining the fracture properties. Numerically, cohesive zone models were used to reproduce the experimental tests and obtain approximate cohesive laws that can be used to predict the behavior of bonded joints under mixed-mode. These numerical analyzes seek to simulate the initiation and propagation of cracks in the adhesive, and take into account energy concepts to simulate failure. Experimentally and numerically, the fracture envelopes of each adhesive were obtained to characterize their mixed-mode behavior.

It was observed that the reduction methods for the CLS test have some limitations in defining the pure toughness components. On the other hand, the numerical models were able to predict the experimental results in an acceptable way.

LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS

Lista de Abreviaturas

3D	3 dimensões
4ENF	<i>Four-point bend notched flexure</i>
ADCB	<i>Asymmetric double cantilever beam</i>
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
ATDCB	<i>Asymmetric tapered double cantilever beam</i>
CFRP	<i>Carbon-fibre reinforced composites</i>
CID	Correlação de imagem digital
CLS	<i>Cracked-lap shear</i>
CTS	<i>Compact tension shear</i>
DCB	<i>Double-cantilever beam</i>
DIN	<i>Deutsches Institut für Normung</i>
DLJ	<i>Double-lap joints</i>
DSJ	<i>Double-scarf joints</i>
ELS	<i>End loaded split</i>
ENF	<i>End notched flexure</i>
ISEP	Instituto Superior de Engenharia do Porto
ISO	<i>International Organization for Standardization</i>
JSD	Junta de sobreposição dupla
JSS	Junta de sobreposição simples

MDC	Modelo de dano coesivo
MEF	Método de elementos finitos
MFLE	Mecânica da fratura linear elástica
MMB	<i>Mixed mode bending</i>
MMF	<i>Mixed mode flexure</i>
PRFC	Plástico reforçado por fibras de carbono
PTFE	Polytetrafluoroethylene
SEIE	Sociedade Europeia para a Integridade Estrutural
SENB	<i>Single edge notched bending</i>
SJ	<i>Scarf joints</i>
SLB	<i>Single leg bending</i>
SLJ	<i>Single-lap joints</i>
SLS	<i>Single-lap shear</i>
TAST	<i>Thick adherend shear test</i>
TDCB	<i>Tapered double-cantilever beam</i>
TFFV	Método de fecho de fenda virtual
VCCT	<i>Virtual crack closure technique</i>

Lista de Unidades

%	Porcentagem
bar	Bar
g	Grama
GPa	Gigapascal

kN	Kilonewton
mm	Milímetro
mm/min	Milímetro por minuto
mm²	Milímetro quadrado
MPa	Megapascal
N	Newton
N/mm	Newton por milímetro
°	Grau
°C	Grau celsius
°C/min	Grau celsius por minuto

Lista de Símbolos

(EA)	Rigidez à tração dos aderentes
(EA)₀	Rigidez à tração do aderente de sobreposição mais o aderente base
(EA)₁	Rigidez à tração do aderente de base
(EA)₂	Rigidez à tração do aderente de sobreposição
(EI)₀	Rigidez à flexão do aderente de sobreposição mais do aderente base
(EI)₁	Rigidez à flexão do aderente de base
(EI)₂	Rigidez à flexão do aderente de sobreposição
(vc,uc)	Coordenadas do ponto c
(vd,ud)	Coordenadas do ponto d
 Y₁ 	Distância centroidal do aderente base até à linha de adesão
 Y₂ 	Distância centroidal do aderente de sobreposição até à linha de adesão

<i>0</i>	Subscrito do aderente base à esquerda da frente da fenda
<i>1</i>	Subscrito do aderente base à direita da frente da fenda
<i>2</i>	Subscrito do aderente de sobreposição à direita da frente da fenda
<i>2h</i>	Espessura da seção do provete
<i>2l</i>	Largura da seção do provete
<i>A</i>	Espessura do aderente
<i>a</i>	Comprimento de fenda que varia no decorrer do ensaio
<i>A₀</i>	Espessura do aderente base mais aderente de sobreposição
<i>a₀</i>	Pré-fenda, Fenda inicial
<i>A₁</i>	Espessura do aderente base
<i>A_a</i>	Espessura do adesivo
<i>A_s</i>	Espessura do aderente de sobreposição
<i>b</i>	Largura do provete
<i>D</i>	Rigidez à flexão por unidade de largura
<i>E</i>	Módulo de Young ou módulo de elasticidade
<i>E_a</i>	Módulo de Young do adesivo
<i>E_l</i>	Módulo de Young do aderente base
<i>E_s</i>	Módulo de Young do aderente de sobreposição
<i>F_C</i>	Carga aplicada
<i>F_x</i>	Forças na direção x
<i>F_y</i>	Forças na direção y
<i>G</i>	Taxa de libertação de energia

G_a	Módulo de corte do adesivo
G_c	Taxa crítica de libertação de energia ou tenacidade à fratura
G_I	Taxa de libertação de energia à tração
G_{Ic}	Taxa crítica de libertação de energia à tração ou tenacidade à tração na direção normal ao corte
G_{II}	Taxa de libertação de energia ao corte
G_{IIc}	Taxa crítica de libertação de energia ao corte no plano ou tenacidade ao corte no plano da junta adesiva
G_{IIIc}	Taxa crítica de libertação de energia ao corte fora do plano ou tenacidade ao corte fora do plano
G_T	Taxa de libertação de energia total
h_1	Menor distância à fenda
k_1	Menor flexão do braço com fenda
l_A	Comprimento da zona do aderente de base sem o aderente de sobreposição até ao início da pré-fratura efetuada no adesivo
M	Momento fletor nominal por unidade de largura
M_1	Momentos fletores aplicados no aderente base por unidade de largura
M_f	Momento fletor final no início da fenda
n_1	Número de camadas
P	Carga de tração nominal por unidade de largura
$P_{máx}$	Carga máxima
$P-\delta$	Curva força-deslocamento
t_n^0	Resistência coesiva à tração
t_s^0	Resistência coesiva ao corte

z_{1n1}	Distância da frente da fenda ao eixo da linha neutra
δ_a	Comprimento da fenda
$\delta_{m\acute{a}x}$	Deslocamento máximo
$\sigma_{m\acute{a}x}$	Tensões normais máximas solicitadas no adesivo
$\tau_{m\acute{a}x}$	Tensões de corte máximas solicitadas no adesivo
$\tau-\gamma$	Curva tensão de corte-deformação de corte
ν	Coefficiente de Poisson
ψ	Rácio de modo misto

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1 - Sequência de execução da tese.....	5
Figura 2 - Sistema adesivo [10].....	10
Figura 3 - Ciência da adesão (adaptado de [9]).	10
Figura 4 - Classificações dos adesivos (adaptado de [11]).	11
Figura 5 - Rotura adesiva [23].....	13
Figura 6 – Rotura coesiva no adesivo [23].	13
Figura 7 – Rotura coesiva no substrato [23].	13
Figura 8 - Esforços de tração [25].	14
Figura 9 - Esforços de compressão [25].	14
Figura 10 – Distribuição das tensões de tração e compressão [25].	14
Figura 11 - Esforços de corte [25].	14
Figura 12 - Distribuição dos esforços de corte [25].	14
Figura 13 - Esforços de clivagem [25].	15
Figura 14 - Esforços de arrancamento [25].	15
Figura 15 - Distribuição dos esforços de clivagem e de arrancamento [25].	15
Figura 16 - Tipos de geometria de juntas: a) SLJ; b) DLJ; c) Junta em degrau; d) Junta de chanfro interior	16
Figura 17 – Configuração de junta de acordo com a resistência e espessura (adaptado de [29]).	16
Figura 18 – Junta de chanfro interior [30].	17
Figura 19 - Determinação de esforços de falha em maciço ou bulk (elaboração própria).	19
Figura 20 - Carga submetida à tração por provete [43].	20
Figura 21 - Máquina de ensaio Shimatzu Autograph AG-X plus Series e pormenor das amarras para ensaio de provetes (adaptado de [44]).	20
Figura 22 - Curva Tensão/Deformação [1].	20
Figura 23 - Patelas ligadas por adesivo em equipamento (adaptado [61]).	21
Figura 24 - Evolução de um ensaio de compressão estático de um provete em adesivo Sikaflex® a uma taxa de tensão de $0,001 \text{ s}^{-1}$ [50].	21

Figura 25 - Provete <i>dogbone</i> de acordo com a norma ASTM D695, dimensões em mm (adaptado de [51]).	21
Figura 26 – Provete de teste Iosipescu (adaptado de [51]):.....	22
Figura 27 - Esquema do equipamento ensaio Iosipescu	22
Figura 28 – Ensaio Arcan [62]	23
Figura 29 - Geometria de provete de Arcan modificado [63].....	23
Figura 30 - Ensaio à torção do provete [70].	24
Figura 31 - Provete para ensaio à torção [70].	24
Figura 32 - Determinação de esforços de falha em junta (elaboração própria).	24
Figura 33 - Provete para ensaio <i>Single Lap shear</i> (SLS) [43]......	25
Figura 34 - Provete para <i>Thick Adherend Shear Test</i> (TAST) [43].	25
Figura 35 - Provete de <i>Butt Joint in Torsion</i> , dimensões em mm (adaptado de [78]).	26
Figura 36 – Provete para ensaio <i>Napkin-Ring</i> [43].	26
Figura 37 - Esquema de ensaio <i>Pin and Collar</i> [84].	27
Figura 38 - Ensaio de arrancamento em junta tipo T [9]	28
Figura 39 - Ensaio de arrancamento a 180° [9].	28
Figura 40 - Ensaio <i>Floating Roller Test</i> (adaptado de [9]).....	28
Figura 41 - Ensaio <i>Climbing Drum Test</i> [88].....	29
Figura 42 - Modo de falha Modo I [98].....	30
Figura 43 - Modo de falha Modo II [98].....	30
Figura 44 - Modo de falha Modo III [98].....	30
Figura 45 - Provete DCB [95].	31
Figura 46 - Provete TDCB [110].	31
Figura 47 – Provete SENB [113].	32
Figura 48 - Ensaio ELS [123].	34
Figura 49 - Ensaio 4ENF [123].	34
Figura 50 - Ensaio ENF [123].	35
Figura 51 - Provete ATDCB [130].	37
Figura 52 - Ensaio MMB [140].	38
Figura 53 - Provete ADCB [130].	39

Figura 54 - Provete SLB [130].	39
Figura 55 - Provete CLS [149].	41
Figura 56 - Provete CLS do ensaio [158].	43
Figura 57 – Setup do provete CLS [161].	45
Figura 58 – Extensómetro do provete CLS [161].	45
Figura 59 – Geometria e carga de um provete CLS multicamadas CLS (adaptado de [167])	46
Figura 60 - Malha para método de elementos finitos e condições fronteira [168].	47
Figura 61 - Fratura no modelo de junta adesiva [149].	47
Figura 62 - Ilustração da zona coesiva da fenda arbitrária de um corpo [188].	57
Figura 63- Lei coesiva mostrando a relação entre a tração normal (σ_n) e o correspondente afastamento (δ_n) ao longo da zona de fratura [188].	57
Figura 64 – Elementos coesivos para simular espessura zero no caminho de falha (abordagem local) em juntas adesivas [186].	57
Figura 65- Elementos coesivos para simular espessura zero no caminho de falha (abordagem contínua) em juntas adesivas [186].	57
Figura 66 – Relações coesivas [194].	58
Figura 67 – Relação coesiva Triangular ou Bilinear [201]	58
Figura 68 – Identificação dos comprimentos da zona de dano e da zona não danificada na respetiva forma da lei coesiva [203].	59
Figura 69 - Geometria e dimensão do provete CLS.	71
Figura 70 - Modo de fornecimento da resina Araldite® AV 138 e endurecedor HV 998 [233].	73
Figura 71 - Curvas σ - ε do adesivo Araldite® AV138 obtidas experimentalmente [230].	74
Figura 72 - Modo de fornecimento do adesivo Araldite® 2015 [236].	75
Figura 73 - Curvas σ - ε de provetes maciços do adesivo Araldite® 2015 (adaptado de [234]).	75
Figura 74 - Aquecimento de uma camada.	77
Figura 75 - Empilhamento de camadas.	77
Figura 76 - Prensa para curar placas CFRP.	78
Figura 77 - Aplicação de desmoldante.	78
Figura 78 - placa de CFRP entre chapas de aço.	78
Figura 79 - Ciclo térmico da cura da placa.	79
Figura 80 - Mesa de corte.	79

Figura 81 – Comparação das superfícies antes e depois da passagem da lixa.	80
Figura 82 – Dois tipos de espaçadores.	80
Figura 83 – Passagem do desmoldante.	81
Figura 84 – Forno com os espaçadores a curar.	81
Figura 85 – Localização dos espaçadores nos provetes.	81
Figura 86 – Adesivo Araldite® 2015 a ser colocado.	82
Figura 87 - Pesagem dos componentes do adesivo.	82
Figura 88 - Adesivo Araldite® AV138 a ser depositado.	82
Figura 89 – Calços de amarração de maxilas.	83
Figura 90 - Pinças a aprisionar provetes.	83
Figura 91 - Chapas de alumínio.	83
Figura 92 - Colagem das chapas de alumínio.	83
Figura 93 - Indentações criadas pelas maxilas da máquina.	84
Figura 94 - Remoção do excesso de adesivo com lima.	84
Figura 95 - Pintura da lateral com tinta de corretor.	85
Figura 96 – Iniciação manual da fenda através de chave de fendas.	85
Figura 97 - Colar a escala na lateral do provete após iniciação de fenda.	85
Figura 98 - <i>Setup</i> para execução de ensaio.	86
Figura 99 – Provede colocado no <i>gripper</i> da máquina de ensaios.	87
Figura 100- Curvas P - δ do adesivo Araldite® AV138 obtidas no ensaio.	91
Figura 101 - Comparação entre os elementos obtidos pelo provete CLS_AV138_4 por cada modelo para o adesivo Araldite® AV138.	92
Figura 102 - Comparação entre os GT obtidos para o provete CLS_AV138_4 para o adesivo Araldite® AV138.	93
Figura 103 – Proporção dos componentes G_I e G_{II} obtidos em cada um dos métodos para o adesivo Araldite® AV138.	96
Figura 104 - Envelope de fratura dos quatro provetes ensaiados com adesivo Araldite® AV138.	98
Figura 105 - Curvas P - δ do adesivo Araldite® 2015 obtidas no ensaio.	99
Figura 106 - Comparação entre os elementos obtidos pelo provete CLS_2015_2 por cada modelo para o adesivo Araldite® 2015.	101

Figura 107 - Comparação entre o G_T obtidos para o provete CLS_2015_2 para o adesivo Araldite® 2015.	101
Figura 108 - Proporção dos componentes GI e GII obtidos em cada um dos métodos para o adesivo Araldite® 2015.	105
Figura 109 - Envelope de fratura dos quatro provetes ensaiados com adesivo Araldite® 2015.	106
Figura 110 - Refinamento da malha no ensaio CLS.	107
Figura 111 - Pormenor do refinamento de malha na frente da fenda.	108
Figura 112 - Condições fronteira do ensaio CLS.	108
Figura 113 - Lei coesiva triangular do MDC (adaptado de [246]).	109
Figura 114 - Curva $P-\delta$ do adesivo Araldite® AV138 obtida no ensaio numérico.	111
Figura 115 - Comparação entre os elementos obtidos por cada modelo para o adesivo Araldite® AV138.	112
Figura 116 - Comparação do G_T obtido para o adesivo Araldite® AV138 pelo método de Grady e de Kinloch.	113
Figura 117 - Envelope de fratura do ensaio numérico com adesivo Araldite® AV138.	114
Figura 118 - Curva $P-\delta$ do adesivo Araldite® 2015 obtida no ensaio numérico.	115
Figura 119 - Comparação entre os elementos obtidos por cada modelo para o adesivo Araldite® 2015.	116
Figura 120- Envelope de fratura do ensaio numérico com adesivo Araldite® 2015.	118
Figura 121 - Comparação das curvas $P-\delta$ do ensaio experimental com a do ensaio numérico para o adesivo Araldite® AV138.	119
Figura 122 – Comparação das curvas-R de G_T obtidas para o provete CLS_AV138_4 e pelo ensaio numérico pelos diferentes métodos de redução.	121
Figura 123 – Comparação entre as curvas-R de GI e GII, obtidas experimentalmente pelo provete CLS_AV138_4 e numericamente segundo o modelo de Grady [169].	122
Figura 124 - Comparação entre as curvas-R de GI e GII, obtidas experimentalmente pelo provete CLS_AV138_4 e numericamente segundo o método de da Silva et al. [136].	122
Figura 125 - Comparação entre as curvas-R de GI e GII, obtidas experimentalmente pelo provete CLS_AV138_4 e numericamente segundo o método de Kinloch [8].	123
Figura 126 - Comparação das curvas $P-\delta$ do ensaio experimental com a do ensaio numérico para o adesivo Araldite® 2015.	124
Figura 127 - Comparação das curvas-R de G_T obtidas para o provete CLS_2015_2 e pelo ensaio numérico pelos diferentes métodos de redução.	125

Figura 128– Comparação entre as curvas-R de GI e GII, obtidas experimentalmente pelo provete CLS_2015_2 e numericamente segundo o método de Grady [169].	126
Figura 129 - Comparação entre as curvas-R de GI e GII, obtidas experimentalmente pelo provete CLS_2015_2 e numericamente segundo o método de da Silva et al. [136]......	127
Figura 130 - Comparação entre as curvas-R de GI e GII, obtidas experimentalmente pelo provete CLS_2015_2 e numericamente segundo o método de Kinloch [8].	127
Figura 131 – Comparação dos dados obtidos no envelope de fratura do ensaio numérico com o experimental do adesivo Araldite® AV138.	128
Figura 132 – Comparação entre os diferentes métodos de obtenção do envelope de fratura para o adesivo Araldite® AV138 do ensaio experimental. a) Loureiro et al. [252]; b) Santos e Campilho [144]; c) Nunes e Campilho [253] e d) presente dissertação.	130
Figura 133 - Comparação entre os diferentes métodos de obtenção do envelope de fratura para o adesivo Araldite® AV138 do ensaio numérico. a) Santos e Campilho [144]; b) Nunes e Campilho [253] e c) presente dissertação.....	131
Figura 134 - Comparação dos dados obtidos no envelope de fratura do ensaio numérico com o experimental do adesivo Araldite® 2015.	132
Figura 135 - Comparação entre os diferentes métodos de obtenção do envelope de fratura para o adesivo Araldite® 2015 do ensaio experimental. a) Loureiro et al. [252]; b) Santos e Campilho [144]; c) Nunes e Campilho [253] e d) presente dissertação.	133
Figura 136 - Comparação entre os diferentes métodos de obtenção do envelope de fratura para o adesivo Araldite® 2015 do ensaio numérico. a) Santos e Campilho [144]; b) Nunes e Campilho [253] e c) presente dissertação.....	134

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 1 - Quadro resumo de classificações de adesivos (adaptado de [11]).....	11
Tabela 2 - Vantagens e desvantagens na utilização de juntas adesivas (adaptado de [3, 8, 14-19]).	12
Tabela 3 - Tipos de adesivo estrutural (adaptado de [31]).....	17
Tabela 4 - Tabela de autores que efetuaram trabalhos para o tema modo I.....	32
Tabela 5 - Tabela de autores que efetuaram trabalhos para o tema Modo II.....	35
Tabela 6 - Métodos de ensaio para avaliar a tenacidade à fratura de adesivos sob condições de Modo Misto e o correspondente rácio de modo misto (ψ), (adaptado de [130]).	37
Tabela 7 - Tabela de autores que efetuaram trabalhos para o tema modo misto.....	40
Tabela 8 - Trabalhos desenvolvidos para o ensaio CLS.	49
Tabela 9 - Ensaio à fratura em modo puro.	61
Tabela 10 - Ensaio à fratura em modo misto.	63
Tabela 11 - Estudos relativos à geometria de junta.	65
Tabela 12 – Dimensões da junta numérica.	72
Tabela 13 - Propriedades elásticas ortotrópicas do compósito reforçado com fibras de carbono, com as fibras alinhadas unidireccionalmente na direção x [228, 229].	72
Tabela 14 - Propriedades mecânicas e de fratura do adesivo do Araldite® AV138 [234].	74
Tabela 15 – Propriedades mecânicas e de fratura do adesivo Araldite® 2015 [234].	76
Tabela 16 - Elementos constituintes da junta experimental.....	87
Tabela 17 - Dimensões efetivas dos provetes com Araldite® 2015.....	88
Tabela 18 - Dimensões efetivas dos provetes com Araldite AV138.	88
Tabela 19 - Parâmetros usados nos critérios de modo misto.	90
Tabela 20 - Valores de G_{IC} e G_{IIC} caraterísticos de cada adesivo obtido por trabalhos de outros autores. 90	
Tabela 21 – Valores máximos de $P-\delta$ obtidos nos ensaios do adesivo Araldite® AV138.....	91
Tabela 22 - Valores obtidos segundo os métodos de redução de Grady [171], da Silva et al. [136] e de Kinloch [8].	94
Tabela 23- Desvio dos valores dos provetes com Araldite® AV138 relativamente à média obtida.	95
Tabela 24 – Tabela de comparação de valores do G_T segundo os métodos de redução escolhidos para o adesivo Araldite® AV138.....	95

Tabela 25 - Desvio dos valores dos provetes com o Araldite® AV138 relativamente à média obtida de G_T	96
Tabela 26 - Proporção de G_I e de G_{II} para o G_T por cada método para o adesivo AV138.....	97
Tabela 27 - Valores máximos de $P_{máx}$ e $\delta_{máx}$ obtidos nos ensaios do adesivo Araldite® 2015.....	100
Tabela 28 - Valores obtidos segundo os métodos de redução de Grady [171], da Silva et al. [136] e de Kinloch [8].	102
Tabela 29 - Desvio dos valores dos provetes com Araldite® 2015 relativamente à média obtida.	103
Tabela 30– Tabela de comparação de valores do G_T segundo os métodos de redução escolhidos.	103
Tabela 31 - Desvio dos valores dos provetes com Araldite® 2015 relativamente à média obtida de G_T . 104	
Tabela 32 - Proporção de G_I e de G_{II} para o G_T por cada método para o adesivo Araldite® 2015.	105
Tabela 33 – Valores de $P_{máx}$ e $\delta_{máx}$ do adesivo Araldite® AV138 obtidos numericamente.....	111
Tabela 34 - Valores obtidos segundo os métodos de redução de Grady [171], da Silva et al. [136] e de Kinloch [8].	113
Tabela 35 – Tabela de comparação de valores do G_T segundo os métodos de redução escolhidos para o adesivo Araldite® AV138.....	114
Tabela 36 – Valores de $P_{máx}$ e $\delta_{máx}$ do adesivo Araldite® 2015 obtidos numericamente.	115
Tabela 37 - Valores obtidos segundo os métodos de redução de Grady [171], da Silva et al. [136] e de Kinloch [8].	117
Tabela 38 - Tabela de comparação de valores do G_T segundo os métodos de redução escolhidos.....	117
Tabela 39 – Variação percentual dos valores de $P_{máx}$ e de $\delta_{máx}$ entre o valor médio dos ensaios experimentais e os valores obtidos numericamente para o adesivo Araldite® AV138.	120
Tabela 40 - Comparação dos valores obtidos para G_T com Araldite® AV138 nos ensaios experimental e numérico.	120
Tabela 41 - Comparação da média de valores obtidos nos ensaios experimentais com o numérico para Araldite® AV138.	121
Tabela 42 - Variação percentual dos valores de $P_{máx}$ e de $\delta_{máx}$ entre o valor médio dos ensaios experimentais e os valores obtidos numericamente para o adesivo Araldite® 2015.	124
Tabela 43 - Comparação dos valores obtidos para G_T com Araldite® 2015 nos ensaios experimental e numérico.....	125
Tabela 44 - Comparação dos valores obtidos com Araldite® 2015 nos ensaios experimental e numérico.	126

ÍNDICE

1	INTRODUÇÃO	3
1.1	Contextualização	3
1.2	Objetivos.....	4
1.3	Metodologia	4
1.4	Organização da dissertação.....	5
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	9
2.1	Introdução às ligações adesivas	9
2.2	Adesivos estruturais	17
2.3	Determinação das propriedades dos adesivos	17
2.3.1	Ensaio de adesivo maciço	19
2.3.1.1	Ensaio de tração ou tensile tests.....	19
2.3.1.1.1	Ensaio de tração com provete em forma de “Dogbone”	19
2.3.1.1.2	Axially Loaded Butt Joints	20
2.3.1.2	Ensaio de Compressão ou Compressive Tests.....	21
2.3.1.3	Ensaio de corte ou shear tests	22
2.3.1.3.1	Ensaio Iosipescu ou V-Notched Beam Shear Fixture.....	22
2.3.1.3.2	Ensaio Arcan ou V-Notched Plate Shear Method	22
2.3.1.4	Ensaio de torção ou torsion tests	23
2.3.1.4.1	Bulk Torsion.....	23
2.3.2	Ensaio de adesivo em junta	24
2.3.2.1	Ensaio de tração.....	25
2.3.2.1.1	Single lap shear test (SLS).....	25
2.3.2.1.2	Ensaio ao corte com aderentes espessos ou <i>Thick Adherend Shear Test - TAST</i>	25
2.3.2.2	Ensaio de torção	26

2.3.2.2.1	Juntas de torção topo-a-topo – <i>Butt Joint in Torsion</i>	26
2.3.2.2.2	Napkin-ring test.....	26
2.3.2.3	Ensaio de corte.....	27
2.3.2.3.1	Métodos de Iosipescu e Arcan	27
2.3.2.3.2	Pin and Collar Test.....	27
2.3.2.4	Ensaio de arrancamento	28
2.3.2.4.1	Ensaio de arrancamento em junta tipo T.....	28
2.3.2.4.2	Ensaio de arrancamento a 180°	28
2.3.2.4.3	Ensaio de rolete flutuante ou Floating Roller Test.....	28
2.3.2.4.4	Ensaio de Climbing ou Climbing Drum Test	29
2.4	Ensaio de caracterização à fratura.....	29
2.4.1	Modo I	30
2.4.1.1	Double-Cantilever Beam (DCB).....	30
2.4.1.2	Tapered Double-Cantilever Beam (TDCB).....	31
2.4.1.3	Single-Edge Notched Bending (SENB)	31
2.4.2	Modo II	33
2.4.2.1	End Loaded Split (ELS).....	33
2.4.2.2	Four-Point Bend Notched Flexure (4ENF).....	34
2.4.2.3	End-Notched Flexure (ENF).....	35
2.4.3	Modo misto I+II	36
2.4.3.1	Asymmetric Tapered Double Cantilever Beam (ATDCB).....	37
2.4.3.2	Mixed Mode Bending (MMB)	38
2.4.3.3	Asymmetric Double-Cantilever Beam (ADCBC)	38
2.4.3.4	Single-Leg Bending (SLB) ou Mixed-Mode Flexure (MMF)	39
2.5	Ensaio <i>cracked-lap shear</i> (CLS)	40
2.5.1	Caracterização do ensaio.....	40
2.5.2	Métodos de redução disponíveis	41
2.5.2.1	Brussat et. al (modelo 1).....	41
2.5.2.2	Edde e Verreman (modelo 2).....	42

2.5.2.3	Fernlund e Spelt (modelo 3)	43
2.5.2.4	Jokinen e Kanerva (modelo 4).....	44
2.5.2.5	Gustafson (modelo 5)	44
2.5.2.6	Kinloch (modelo 6).....	45
2.5.2.7	Rizov (modelo 7)	45
2.5.2.8	Rhee e Chiu (modelo 8)	46
2.5.2.9	Azari et al. (modelo 9).....	47
2.5.2.10	Grady (modelo 10)	48
2.5.2.11	da Silva et al. (Modelo 11)	49
2.5.3	Estado da arte do ensaio CLS	49
2.6	Modelos de dano coesivo.....	55
2.6.1	Leis de dano coesivo.....	56
2.6.2	Determinação dos parâmetros coesivos	59
2.6.2.1	Método de identificação de propriedades	59
2.6.2.2	Método inverso.....	60
2.6.2.3	Método direto.....	60
2.6.3	Modelação de juntas	61
2.6.3.1	Ensaio de fratura em modo puro	61
2.6.3.2	Ensaio de fratura em modo misto.....	63
2.6.3.3	Juntas usadas em aplicações reais de modo misto.....	65
3	DESENVOLVIMENTO	71
3.1	Trabalho experimental	71
3.1.1	Geometria das juntas	71
3.1.2	Materiais utilizados	72
3.1.2.1	Aderentes.....	72
3.1.2.2	Adesivos.....	72
3.1.2.2.1	Araldite® AV138	73
3.1.2.2.2	Araldite® 2015.....	74
3.1.3	Processo de fabrico	76

3.1.3.1	Processo de fabrico das placas de CRFP	76
3.1.3.2	Processo de fabrico da junta adesiva.....	79
3.1.3.3	Preparação dos provetes para os ensaios	84
3.1.4	Ensaio das juntas	86
3.1.5	Métodos de redução utilizados e justificação	88
3.1.6	Resultados obtidos	89
3.1.6.1	Araldite® AV138	90
3.1.6.2	Araldite® 2015	98
3.2	Análise numérica por MDC.....	107
3.2.1	Condições da análise numérica	107
3.2.2	Modelos de dano coesivo.....	108
3.2.2.1	Modelo de dano coesivo triangular	109
3.2.3	Resultados obtidos	111
3.2.3.1	Araldite® AV138	111
3.2.3.2	Araldite® 2015	115
3.2.4	Validação das leis coesivas	118
3.2.4.1	Araldite® AV138	119
3.2.4.2	Araldite® 2015	123
3.3	Validação dos critérios de propagação	128
3.3.1	Araldite® AV138	128
3.3.2	Araldite® 2015	131
4	CONCLUSÕES E PROPOSTAS DE TRABALHOS FUTUROS	139
4.1	Conclusões.....	139
4.2	Propostas de trabalhos futuros	141
5	BIBLIOGRAFIA E OUTRAS FONTES DE INFORMAÇÃO.....	145

INTRODUÇÃO

- 1.1 Contextualização
- 1.2 Objetivos
- 1.3 Metodologia
- 1.4 Organização da dissertação

1 INTRODUÇÃO

O foco deste capítulo estará em enquadrar a necessidade de se efetuar o estudo numérico do ensaio *Cracked-Lap Shear* (CLS) para determinação da tenacidade em modo misto de juntas adesivas. São descritos os objetivos propostos a atingir e a metodologia utilizada, bem como, a estrutura do trabalho.

1.1 Contextualização

Os adesivos são usados pela Humanidade há muitos milhares de anos. Produtos naturais extraídos de ossos, peles, peixe, leite e plantas serviam de base para a produção de adesivos naturais que até ao início do século XX eram os únicos existentes. Só com a introdução de polímeros sintéticos por volta de 1900 no fabrico de adesivos é que permitiu o desenvolvimento destes como conhecidos nos dias de hoje [1].

Adesivos e técnicas de ligação adesiva têm sido amplamente empregues e desenvolvidas por forma a promover o uso combinado de diferentes tipos de materiais [2]. Trouxe uma flexibilidade na criação de estruturas que seriam muito difíceis de efetuar com os métodos de união tradicionais. Tem uma boa relação resistência/peso e facilidade de construção. Sectores muito diferenciados tais como o aeroespacial, automóvel, eletrónico e outros, tiram vantagens do desenvolvimento deste tipo de ligação [3]. O adesivo é muitas vezes empregue em conjunto com outras técnicas de ligação por forma a reforçar a ligação destas [3-5].

Para aumentar a confiança no projeto de estruturas coladas, é importante conseguir prever com precisão a sua resistência mecânica. Neste contexto, as abordagens pela Mecânica da Fratura e do Dano apresentam vantagens significativas relativamente aos métodos baseados na Resistência dos Materiais, especialmente em estruturas com singularidades de tensões e quando os materiais envolvidos apresentam comportamento plástico significativo. A abordagem pela Mecânica da Fratura é frequentemente aplicada por uma análise energética, onde o parâmetro principal a determinar para previsão da evolução do dano e rotura é a taxa crítica de libertação de energia ou tenacidade à fratura (G_C). Este parâmetro pode ainda ser dividido em componentes de tração (G_{IC}) e corte (G_{IIC}). Para a determinação destes parâmetros, existem ensaios de modo puro (tração ou corte), ou de modo misto, cuja solicitação aplicada ao provete engloba uma componente de tração e outra de corte.

1.2 Objetivos

O estudo numérico do ensaio CLS para determinação da tenacidade em modo misto de juntas adesivas é uma dissertação realizada no âmbito do curso de Mestrado em Engenharia Mecânica – Ramo Materiais e Tecnologias de Fabrico, lecionado pelo Instituto Superior de Engenharia do Porto (ISEP). Procura-se com este trabalho determinar numericamente e experimentalmente a tenacidade à fratura em modo misto de juntas adesivas entre componentes de compósito pelo ensaio CLS, considerando dois adesivos com ductilidade diferente. Numa primeira fase do trabalho procura-se efetuar uma introdução ao tema em estudo através de uma abordagem teórica de temas como ligações adesivas e adesivos estruturais. Isto permite adquirir vocabulário e conceitos técnicos próprios do tema abordado. No âmbito do trabalho realizado, foi inicialmente desenvolvida a componente experimental, na qual se procura obter os dados necessários para o estudo do comportamento à fratura dos dois adesivos em estudo através de métodos de redução selecionados. Na componente numérica pretende-se recriar a geometria do provete em *software* e realizar a respetiva simulação dos dois adesivos em estudo. A análise numérica tem como objetivo de compreender o efeito de diversos parâmetros no comportamento à fratura dos provetes CLS, bem como, com os dados obtidos da simulação, efetuar o estudo da tenacidade à fratura através dos métodos de redução selecionados. Com os dados recolhidos da componente numérica e da componente experimental pretende-se compreender o grau de exatidão e fiabilidade na estimativa da tenacidade à fratura que os métodos de redução selecionados terão quando usados com os dados obtidos tanto numericamente como experimentalmente.

1.3 Metodologia

Para a execução deste trabalho foi efetuada uma pesquisa extensa em artigos científicos e livros relativos ao tema que se propôs estudar. Para o cumprimento dos objetivos seguiu-se o procedimento visualizado na Figura 1.

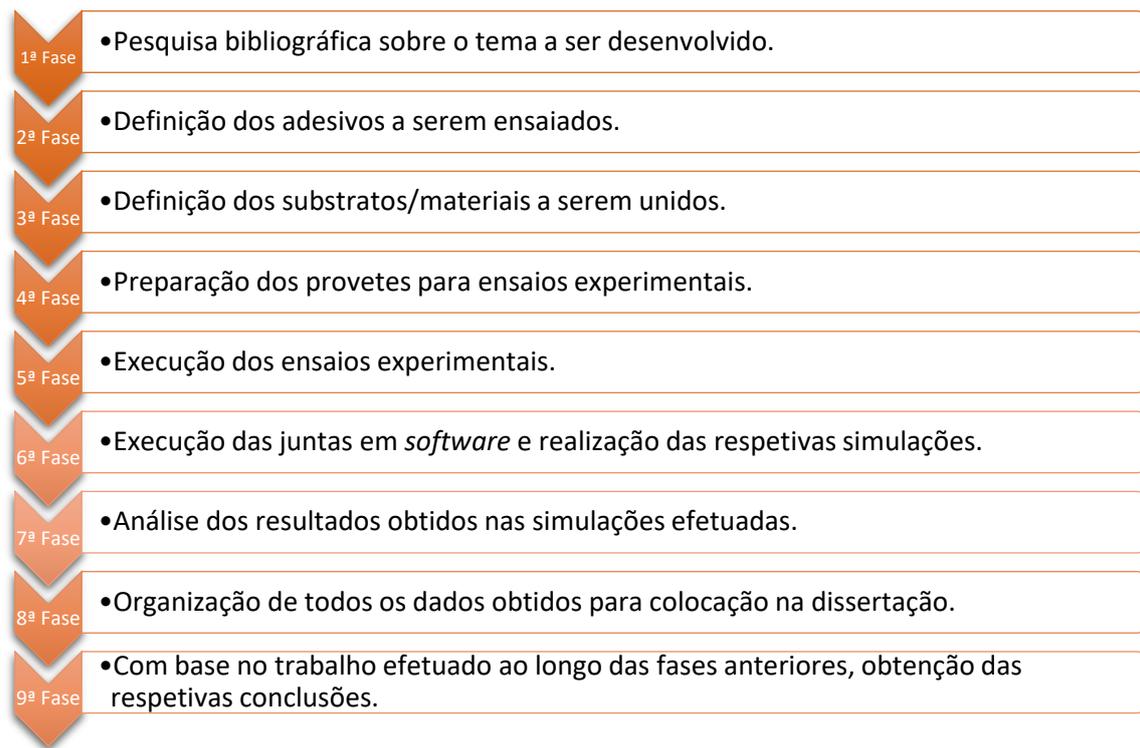


Figura 1 - Sequência de execução da tese.

1.4 Organização da dissertação

O projeto com o título, “Estudo numérico do ensaio CLS para determinação da tenacidade em modo misto de juntas adesivas”, está dividido em quatro capítulos.

O primeiro capítulo é a introdução, onde se faz uma contextualização do projeto e dos objetivos a atingir, seguido da apresentação da estrutura do relatório.

O segundo capítulo é a revisão bibliográfica, onde se procura fundamentar teoricamente, todos os aspetos que envolvem a execução desta dissertação. Este capítulo permite fundamentar tudo que é feito ao longo da componente prática deste trabalho e serve para criar bases de comparação de resultados entre o que já tenha sido feito por outros autores, com os resultados que se irão obter e expor no capítulo final da dissertação.

O terceiro capítulo corresponde ao caso de estudo desenvolvido, onde se irão descrever os ensaios efetuados para concretizar os objetivos definidos no capítulo anterior. Os resultados obtidos neste capítulo sofrerão uma análise crítica dos mesmos.

O quarto capítulo descreve as principais conclusões tiradas dos resultados obtidos nos ensaios. Neste capítulo descrevem-se os obstáculos e as limitações encontrados ao logo da execução do trabalho e são feitas sugestões para trabalhos futuros.

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

- 2.1 Introdução às ligações adesivas
- 2.2 Adesivos estruturais
- 2.3 Determinação das propriedades dos adesivos
- 2.4 Ensaios de caracterização à fratura
- 2.5 Ensaio *cracked-lap shear* (CLS)
- 2.6 Modelos de dano coesivo

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo do trabalho vai-se procurar enquadrar os objetivos que se pretendem atingir com a fundamentação teórica relevante, obtida através de várias fontes, tais como, artigos científicos, livros e dissertações.

2.1 Introdução às ligações adesivas

Para se falar de ligações adesivas deve-se iniciar por duas definições essenciais, adesão e adesivo. Segundo a *American Society for Testing and Materials (ASTM), D907-15 Standard Terminology of Adhesives* [6]:

- Adesão – o estado em que duas superfícies são mantidas unidas por forças de interfase que podem consistir em forças químicas ou ação de enclavamento, ou ambas;
- Adesivo – substância capaz de manter os materiais unidos por adesão à superfície.

Segundo Wu [7], adesão refere-se ao estado em que dois corpos diferentes são mantidos juntos por contato interfacial íntimo, de modo que a força ou o trabalho mecânico possam ser transferidos através da interface. As forças interfaciais que mantêm as duas fases juntas podem surgir das forças de van der Waals, ligação química ou atração eletrostática. A resistência mecânica do sistema é determinada não apenas pelas forças interfaciais, mas também pelas propriedades mecânicas da zona interfacial e pelas duas fases volumétricas.

Os materiais a unir são conhecidos como substratos ou aderentes. Sistema adesivo, que se pode ver pela Figura 2, é um termo dado à união de substratos através de adesivos. Este termo é uma designação abrangente para caracterização do desempenho de juntas adesivas. Um projeto de sistema adesivo deve ter em conta os seguintes aspetos:

- As propriedades físicas e químicas do adesivo selecionado;
- O tipo de material escolhido para o substrato;
- O tratamento de superfície ou o primário utilizado para promover a adesão do adesivo com os substratos;
- As características geométricas da junta;
- A maneira como as cargas aplicadas são transmitidas de um substrato para o outro.

Todos estes fatores influenciam o comportamento mecânico da junta adesiva e são os principais fatores para determinar se a junta adesiva funciona adequadamente durante a vida útil desejada [8].

Pela Figura 2 pode-se verificar que a união adesiva é constituída por camadas distintas. As várias camadas existentes num sistema adesivo passam por uma zona denominada por interfase (região fina entre substrato e o primário ou o adesivo), o primário, caso exista (elemento facilitador da aderência do adesivo ao substrato ou protetora dos substratos até ser aplica o adesivo) e o adesivo escolhido. A interfase é uma zona com características físicas e químicas diferentes da parte maciça do adesivo ou do aderente, e as suas características são críticas na determinação das propriedades de uma ligação adesiva [9].

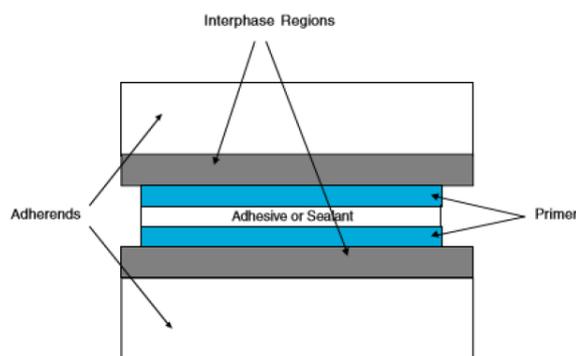


Figura 2 - Sistema adesivo [10].

Pela Figura 3 pode-se observar que, para obter bons resultados com a tecnologia de ligação adesiva, é necessário ter conhecimento em vários ramos das ciências: química da superfície, química e física de polímeros, engenharia de materiais, engenharia mecânica, entre outros. [10].



Figura 3 - Ciência da adesão (adaptado de [9]).

Os adesivos como materiais podem ter variadíssimas classificações, como se pode verificar pela Figura 4.

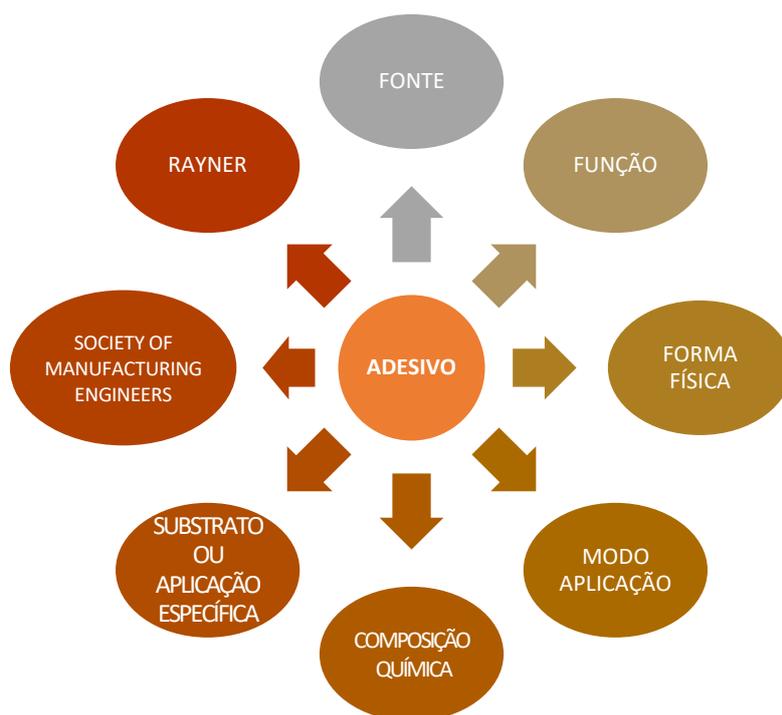


Figura 4 - Classificações dos adesivos (adaptado de [11]).

As classificações mostradas na Figura 4 encontram-se resumidas na Tabela 1.

Tabela 1 - Quadro resumo de classificações de adesivos (adaptado de [11]).

CLASSIFICAÇÃO	RESUMO
Fonte	Natural ou sintético.
Função	Adesivos são estruturais ou não são estruturais.
Forma física	O estado físico do adesivo geralmente determina como este deve ser aplicado. Os adesivos podem ser subdivididos por sua forma, como líquido, pó, filme ou pasta [10].
Modo de aplicação	Nesta classificação os adesivos estão dependentes da sua viscosidade ou pela forma como eles fluem ou solidificam. Os adesivos podem ser revestidos, pulverizados, espalhados ou extrudidos [10].
Composição química	Os adesivos são descritos como termoendurecíveis, termoplásticos, elastoméricos ou combinações desses tipos [8, 10].
Substrato ou aplicação específica	Nesta classificação os adesivos são classificados pelo tipo de substrato a serem utilizados e pelo ambiente onde irão atuar [10].
Society of Manufacturing Engineers	É uma publicação que fornece uma classificação aprofundada dos adesivos [12].
Rayner	Classificação semelhante à composição química [13].

A utilização de juntas adesivas traz vantagens e inconvenientes relativamente às soluções clássicas de união (aparafusamento, rebiteagem, soldadura e outras), que se encontram descritas na Tabela 2.

Tabela 2 - Vantagens e desvantagens na utilização de juntas adesivas (adaptado de [3, 8, 14-19]).

VANTAGENS	DESvantagens
Capacidade de unir materiais distintos.	Necessidade do uso de pré-tratamento da superfície dos substratos.
Capacidade de unir materiais de espessura fina.	As peças não podem ser separadas posteriormente.
Capacidade de obter estruturas leves, rígidas e complexas.	Resistência e tenacidade dos adesivos são baixas em relação aos metais.
Capacidade de distribuir mais uniformemente tensões.	Podem ocorrer tensões residuais resultantes dos diferentes coeficientes de expansão térmica. Sensibilidade a tensões normais segundo a espessura.
Melhores propriedades à fadiga devido à melhor distribuição de tensões.	Fraca resistência à temperatura e à humidade.
Resistência à corrosão.	Suscetíveis a condições de serviço severas, o que provoca uma incerteza relativamente à sua durabilidade a longo prazo.
Melhoria na aparência superficial da estrutura.	Problemas de toxicidade e inflamabilidade.
Boa capacidade de vedação.	Dificuldade ao nível das inspeções, os métodos de teste não destrutivos para juntas adesivas são relativamente limitados em comparação com os usados com outros métodos de fixação.
Redução de ruídos.	
Técnica de união económica.	

Os adesivos estruturais são capazes, pelas suas características, de resistir a cargas mecânicas elevadas e são responsáveis pela resistência e rigidez elevadas da estrutura [9, 20]. A caracterização dos adesivos estruturais surge numa alínea mais avançada neste trabalho.

O objetivo das juntas adesivas passa por suportar com segurança as tensões impostas pela estrutura. As propriedades mecânicas dos materiais que compõem a junta adesiva, a sua área de contato interfacial e as tensões residuais existentes, são o que quantificam a resistência da junta. No entanto, é importante conhecer o tipo de carga a que a junta é submetida, pois a existência de diferentes tipos de carga pode comprometer a integridade estrutural da ligação. É raro existirem distribuições uniformes de tensões em juntas adesivas. Ao longo da junta existirão pontos de concentração de tensões (por exemplo em descontinuidades geométricas) que irão promover o aumento de tensões locais que poderão ser superiores à resistência mecânica da junta [10].

As juntas adesivas são caracterizadas pelas grandes concentrações de tensões no fim da zona de ligação, devido às grandes diferenças das propriedades mecânicas do aderente e do adesivo (sobretudo o módulo de Young), da baixa espessura do adesivo e das cargas mecânicas que essa zona se encontra sujeita. Esta grande concentração de tensões contribui para a iniciação e propagação de fendas. Defeitos da superfície do aderente ou variações químicas locais na zona de adesão comprometem a integridade estrutural da junta adesiva na zona do interface adesivo-aderente [21]. A capacidade de carga de uma estrutura é dependente das suas partes mais fracas. Nas juntas adesivas, a relação entre os aderentes, o adesivo e a interface aderente/adesivo relativamente à relação tensão/resistência sob certas condições de carga terão de ser consideradas [22].

Como se pode verificar pelas figuras seguintes, existem diferentes modos de rotura possíveis em juntas adesivas [10, 19-21, 23, 24].

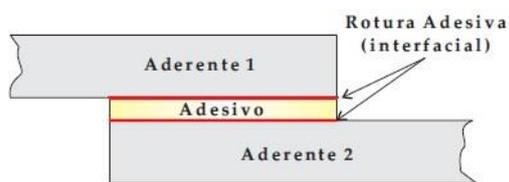


Figura 5 - Rotura adesiva [23].

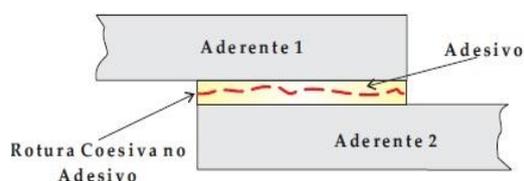


Figura 6 – Rotura coesiva no adesivo [23].

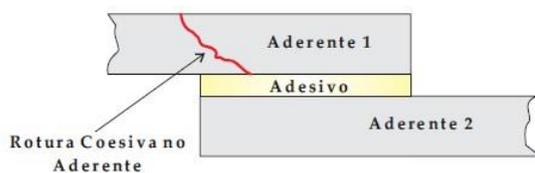


Figura 7 – Rotura coesiva no substrato [23].

- A rotura adesiva (Figura 5) ocorre na interface entre um dos substratos e o adesivo. Após rotura verifica-se que não existe a presença de adesivo numa das superfícies. A preparação inadequada das superfícies dos substratos é uma causa principal para se dar este tipo de rotura.

- A rotura coesiva no adesivo (Figura 6) ocorre quando se tem rotura no interior do adesivo. Após rotura existe presença de adesivo em ambas as superfícies. A resistência do adesivo inferior à resistência entre o adesivo e o substrato é causa principal para se dar este tipo de rotura.

- A rotura coesiva no substrato (Figura 7) ocorre no interior do substrato. Após rotura, parte do substrato onde ocorre o dano mantém-se ligado à junta adesiva. A menor resistência do substrato comparativamente à resistência do adesivo é causa principal para se dar este tipo de rotura.

A rotura mista ocorre quando existe uma combinação da rotura adesiva e da rotura coesiva. Estas roturas são criadas por esforços exercidos ao longo de uma junta adesiva. Estes esforços estão dependentes do local onde a força é aplicada bem como a sua direção, sentido e da própria configuração estrutural da junta adesiva [9, 25].

Os tipos de esforços a que as juntas adesivas estão sujeitas e que promovem a rotura no sistema adesivo são os seguintes:

- Nos esforços de tração (Figura 8) as forças atuam perpendicularmente ao plano de colagem. A distribuição das tensões normais através do comprimento de adesão é uniforme, com exceção nas extremidades da zona de sobreposição, pois aparecem picos de tensões de clivagem ou de arrancamento.
- Nos esforços de compressão (Figura 9), as forças tendem a comprimir um aderente contra o outro. A distribuição da tensão pelo adesivo é constante. Em compressão pura praticamente não é necessário usar adesivo.

Na Figura 10 pode-se visualizar o gráfico de distribuição das tensões em juntas solicitadas à tração e à compressão.

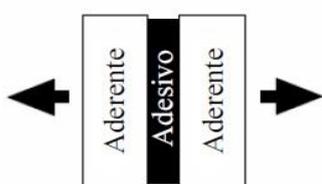


Figura 8 - Esforços de tração [25].

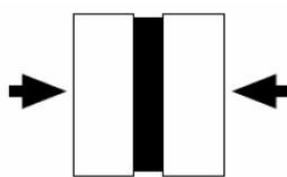


Figura 9 - Esforços de compressão [25].

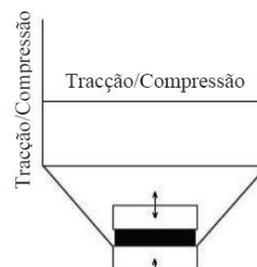


Figura 10 – Distribuição das tensões de tração e compressão [25].

- Nos esforços de corte (Figura 11), as forças provocam escorregamento entre aderentes. As extremidades da junta adesiva estão sujeitas a um maior nível de tensões do que a parte central da ligação. Isto deve-se ao efeito de deformação diferencial de cada um dos aderentes ao longo do comprimento de sobreposição, uma vez que cada aderente se deforma longitudinalmente a uma taxa crescente desde a sua extremidade até à extremidade oposta da sobreposição. Na Figura 12 pode-se visualizar o gráfico de distribuição das tensões em juntas solicitadas ao corte.

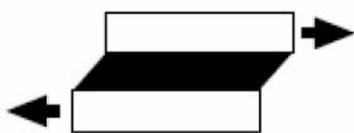


Figura 11 - Esforços de corte [25].

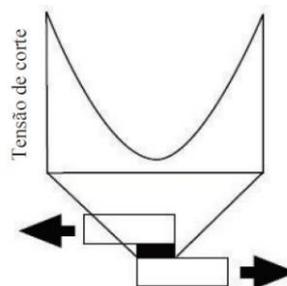


Figura 12 - Distribuição dos esforços de corte [25].

- Nos esforços de clivagem (*cleavage*) (Figura 13), são aplicadas forças de tração nas extremidades de uma junta rígida. Existe uma forte concentração de tensões na extremidade da junta que está sob as forças de clivagem.
- Nos esforços de arrancamento (*peel*) (Figura 14), também são aplicadas forças de tração nas extremidades de uma junta rígida, mas pelo menos um dos aderentes é flexível. Como tal, a concentração de tensões na zona solicitada é superior à observada para a clivagem.

Na Figura 15 pode-se visualizar o gráfico de distribuição das tensões em juntas solicitadas à clivagem e ao arrancamento.



Figura 13 - Esforços de clivagem [25].

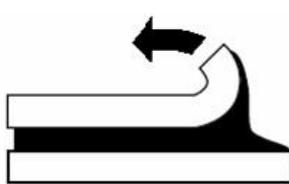


Figura 14 - Esforços de arrancamento [25].

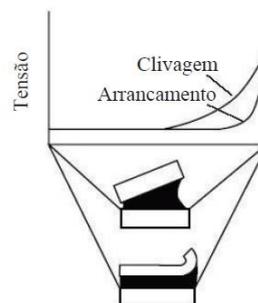


Figura 15 - Distribuição dos esforços de clivagem e de arrancamento [25].

Verificam-se que as tensões mais uniformes promovidas por esforços de tração e compressão são mais favoráveis ao bom desempenho das juntas comparativamente a esforços de clivagem e arrancamento [9, 25].

O desempenho de um adesivo numa junta adesiva está dependente da configuração da junta e da forma como esta é solicitada ao carregamento. A junta deve ser projetada para que possa distribuir as tensões de uma forma o mais uniforme possível e evitar concentrações de tensões ao longo da área de contato, suportando com segurança as tensões esperadas em serviço [26]. As juntas adesivas têm uma variedade de configurações com o objetivo de obter o melhor desempenho possível, induzindo as cargas aplicadas a descarregar os esforços na direção mais favorável à junta [9, 25].

Diversos são os fatores que influenciam o comportamento e a resistência de uma junta adesiva, podendo-se destacar o tipo de adesivo, o comprimento da camada de adesivo e a geometria da junta onde este se encontra. Entre os diversos tipos de geometria de juntas existentes as geometrias mais comuns são visualizadas pela Figura 16 de onde se destacam as juntas de sobreposição simples ou JSS (*single-lap joints-SLJ*), juntas de sobreposição dupla ou JSD (*double-lap joints-DLJ*), juntas em degrau (*stepped-lap joints*) e juntas de chanfro interior (*scarf joints*) [27].

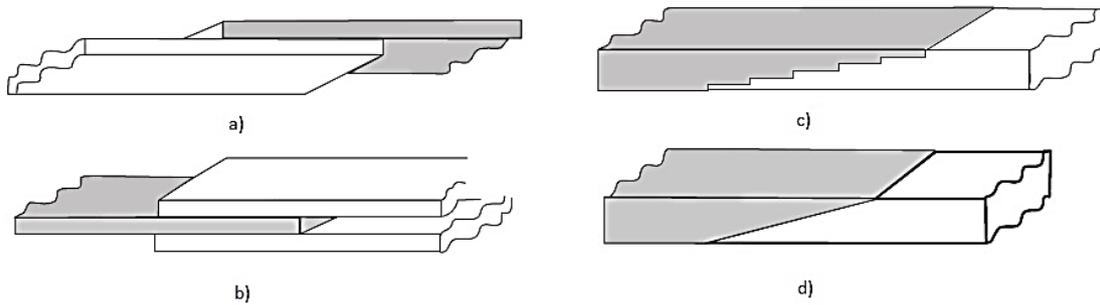


Figura 16 - Tipos de geometria de juntas: a) SLJ; b) DLJ; c) Junta em degrau; d) Junta de chanfro interior (adaptado de [28]).

A escolha da geometria de junta a ser usada depende sempre do tipo de adesivo que se pretende utilizar, ou seja, quanto maior a resistência e a ductilidade do adesivo, mais aceitável é a utilização de geometrias de junta que estejam sujeitas a grandes variações de tensões. Pelo contrário, para adesivos menos resistentes e frágeis, é recomendada a utilização de geometrias de juntas que suportem tensões constantes [27].

Pela Figura 17, Hart-Smith [29] propõe uma tabela de seleção para configuração de junta de acordo com o tamanho do aderente em compósito. A configuração de junta SLJ apresenta resistência inferior devido à excentricidade com que as cargas são exercidas ao longo da camada de adesivo. À medida que a espessura do aderente aumenta, maior resistência da junta poderá ser obtida pelas juntas JSD (DLJ), juntas de reforço (*tapered-lap joints*), juntas de degrau (*stepped-lap joints*) e juntas de chanfro (*scarf-Lap joints*) [22].

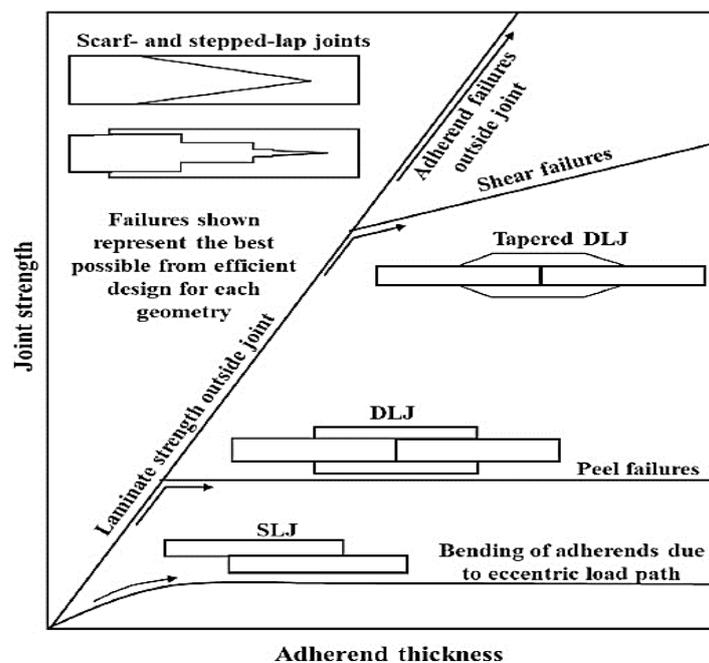


Figura 17 – Configuração de junta de acordo com a resistência e espessura (adaptado de [29]).

O desenvolvimento de uma junta adesiva pode ser melhorado adaptando a sua geometria a uma configuração que diminua tensões de corte e de arrancamento. A diminuição da excentricidade numa junta adesiva faz com que diminuam os momentos fletores concentrados e por sua vez as tensões de arrancamento. Substituir uma JSS por uma JSD ou por uma junta de reforço duplo é uma forma de minimizar a excentricidade devido à sua geometria. Outra forma de minimizar a excentricidade e diminuir tensões concentradas passa por, no início das arestas dos aderentes, efetuar um biselamento ou chanfro (Figura 18) que permita alinhar os eixos dos aderentes e promover uma transferência de carga constante ao longo de todo o comprimento do adesivo [30].

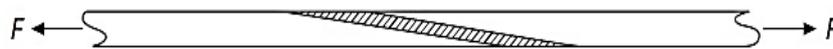


Figura 18 – Junta de chanfro interior [30].

As propriedades mecânicas dos aderentes, a área de contato interfacial, as tensões residuais dentro da junta, a geometria das juntas, a forma como estas são construídas e até a dificuldade do alinhamento dos aderentes, são alguns dos fatores a serem ponderados na altura de fabrico de uma junta por forma a criar um equilíbrio entre o desempenho e a exequibilidade de construção [10].

2.2 Adesivos estruturais

Pode-se verificar pela Tabela 3 que existem vários tipos de adesivos estruturais.

Tabela 3 - Tipos de adesivo estrutural (adaptado de [31]).

Epóxico	Fenólicos	Acrílicos	Poliuretano	Poliimida
Epóxico-poliimida	Fenólicos-Vinílicos	Anaeróbicos		
Epóxico-polisulfureto	Fenólicos-Nitrilo	Cianoacrilatos		
Epóxico-fenólicos	Fenólicos-Policloropreno			
Epóxico-poliuretano				
Epóxico-nitrilo				

Um adesivo estrutural é um material capaz de transferir as forças aplicadas à junta em condições de serviço e que promove uma ligação sem ocorrência de falhas, mesmo quando a junta é sujeita a solicitações significativas por um longo período de tempo. O adesivo será parte integrante da estrutura [32].

2.3 Determinação das propriedades dos adesivos

Os adesivos são um grupo de materiais classificados como plásticos, mas que não têm sido amplamente pesquisados em termos de propriedades mecânicas como estes [33]. Determinar a natureza e magnitude das tensões que uma determinada junta adesiva

está sujeita requer que as propriedades básicas do adesivo e do aderente sejam conhecidas, bem como, seja efetuado uma análise matemática à geometria da junta [8].

A resistência mecânica de uma ligação adesiva está dependente da adesão entre o adesivo e os aderentes, da coesão do adesivo curado e da geometria da junta (sua forma e dimensão). Devem ser evitadas falhas interfaciais, (Figura 5), entre o adesivo e o aderente (otimizando a preparação das superfícies dos aderentes) bem como, evitar roturas coesivas na camada adesiva (Figura 6). Evitar roturas coesivas na camada adesiva implica que na fase do desenvolvimento da junta adesiva se deva efetuar uma análise das tensões a que esta se encontra sujeita para determinação do seu comportamento mecânico bem como a determinação das características mecânicas do adesivo [34].

O comportamento mecânico do sistema adesivo passa por determinar parâmetros essenciais para o comportamento da junta em serviço:

- Módulo de elasticidade ou de Young;
- Resistência à tração ou *tensile strength*;
- Alongamento após rotura do adesivo (*elongation at break of adhesive*);
- Resistência ao corte ou *shear strength* de uma junta sobreposta simples;
- Coeficiente de Poisson.

Estes parâmetros permitem aferir da capacidade de uma junta em resistir às cargas solicitadas ao longo do seu ciclo de vida. Para deduzir estes parâmetros existem métodos de análise analíticos e matemáticos para os obter [34-37].

Durante a fase de formulação e desenvolvimento de estruturas com ligações adesivas, os fabricantes precisam de certificar os seus produtos. Para este efeito, são efetuados ensaios de juntas adesivas em laboratório. Estes ensaios, por serem dispendiosos, são antecedidos por estudos teóricos através de modelos matemáticos e simulações pelo método de elementos finitos (MEF). Estas metodologias permitirão efetuar uma primeira previsão do comportamento da junta adesiva à falha quando sujeita a cargas e obter as propriedades mecânicas básicas do adesivo (módulo de Young e coeficiente de Poisson, por exemplo). O MEF permite calcular a distribuição das tensões e adotar um critério de rotura apropriado com base nos princípios da mecânica dos meios contínuos para prever a resistência da junta [1]. Após uma primeira abordagem teórica ou numérica segue-se uma abordagem experimental através de ensaios destrutivos. Com estes ensaios destrutivos procura-se obter as curvas força-deslocamento ($P-\delta$) necessárias e validar os resultados obtidos.

Existem duas abordagens para obter as propriedades de um sistema adesivo:

- Avaliar as propriedades através da preparação de um provete de adesivo ou ensaios de adesivo maciço;
- Usar geometrias de junta especialmente projetadas ou ensaios de adesivo em junta.

2.3.1 Ensaios de adesivo maciço

Os ensaios em adesivo maciço estão isentos de qualquer concentração de tensões. Os dados fornecidos por este tipo de ensaios são as verdadeiras propriedades do adesivo. No entanto, os adesivos raramente são usados na forma de maciço, mas sim sobre a forma de um fino filme a unir aderentes [8, 20, 38]. Os dados obtidos por este ensaio são difíceis de serem utilizados na prática, pois existem concentrações de tensões nas juntas. Os ensaios de adesivo maciço são ideais para obter os parâmetros característicos de um adesivo, embora se deva ter em atenção a execução dos provetes. A execução destes provetes é suscetível ao aparecimento de porosidades e vazios, bem como de reações exotérmicas que possam causar um sobreaquecimento e dano nos mesmos [39]. A fabricação do provete é geralmente feita por deposição ou injeção do adesivo para um molde com a sua forma final para adesivos líquidos, ou por aplicação de pressão entre placas num adesivo mais viscoso [1].

Existem diversos tipos de ensaio que se poderão efetuar para determinação de esforços de falha em maciço ou *bulk*, como se poderá verificar pela Figura 19.



Figura 19 - Determinação de esforços de falha em maciço ou bulk (elaboração própria).

2.3.1.1 Ensaios de tração ou tensile tests

2.3.1.1.1 Ensaio de tração com provete em forma de “Dogbone”

O ensaio consiste em submeter o provete (Figura 20) a cargas uniformes, longitudinais e opostas até sua falha. Preso por amarras em máquinas de ensaio tais como que se pode ver pela Figura 21. A taxa de deformação do adesivo maciço deverá ser similar ao do adesivo em junta. Carga e deslocamento são obtidos e serão usados para construir a curva tensão/deformação (Figura 22). A deformação é registada com a utilização de extensómetros e permitirá determinar o módulo de Young, relação de Poisson, a resistência à tração, a tensão de rotura e outros [1, 37, 40, 41]. Os provetes têm uma configuração geométrica de acordo com a norma ISO 527-2 [42], que proporciona uma distribuição uniforme de tensão e deformação na secção de medição central, onde os valores das tensões são máximos. Assim, o provete poderá alongar e falhar em condições bem definidas [43].

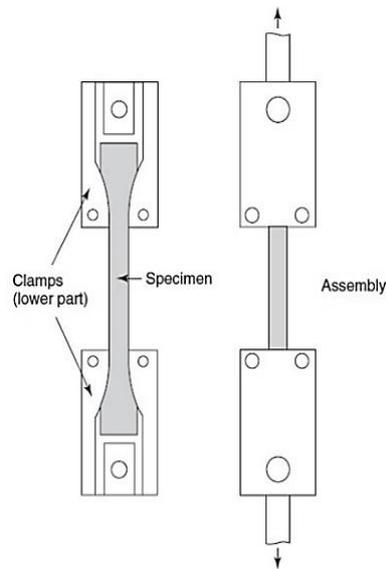


Figura 20 - Carga submetida à tração por provete [43].

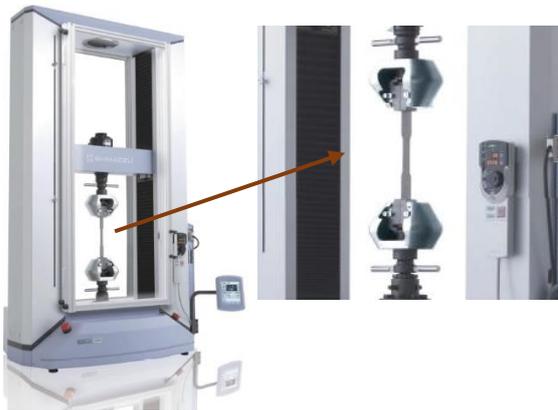


Figura 21 - Máquina de ensaio Shimadzu Autograph AG-X plus Series e pormenor das amarras para ensaio de provetes (adaptado de [44]).

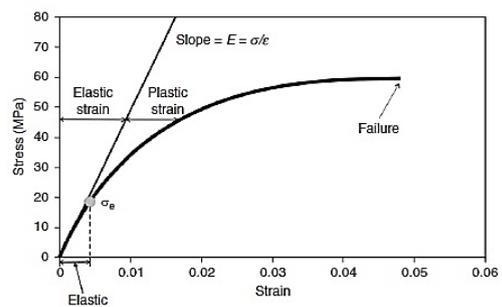


Figura 22 - Curva Tensão/Deformação [1].

2.3.1.1.2 Axially Loaded Butt Joints

Neste tipo de ensaio (Figura 23) o adesivo é colocado entre duas patelas como se fosse uma junta de topo. Estas patelas têm uma configuração geométrica circular em aço ou madeira de acordo com a norma ASTM D897 [45], mas poderão ter outro tipo de configurações de acordo com a norma ASTM D2095 [46]. A tensão é obtida dividindo a carga pela área de contato do adesivo, quando o provete é submetido a uma solitação de tração. A deformação do adesivo é registada por extensómetro acoplado ao provete. O módulo de Young e o coeficiente de Poisson são propriedades que poderão ser registadas através deste método [1].

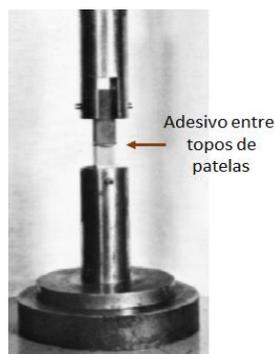


Figura 23 - Patelas ligadas por adesivo em equipamento (adaptado [61]).

2.3.1.2 Ensaios de Compressão ou Compressive Tests

A resistência dos polímeros é melhor à compressão do que à tração [8, 20, 47]. Os ensaios de adesivos à compressão seguem as normas de materiais poliméricos como a ISO 604:2002 [48] ou a ASTM D695 [49]. Este tipo de ensaio é efetuado através da colocação de um provete entre dois blocos, e compressão em regime quase-estático e uniforme até à rotura (Figura 24). Obtêm-se deste ensaio a curva de tensão/deslocamento, a resistência à compressão, o módulo de elasticidade e a carga máxima a que o provete foi submetido. Um extensómetro permite medir o quanto o adesivo se deformou. Os provetes a serem preparados devem ter uma superfície suave, plana, com suas faces paralelas e sem arestas vivas.

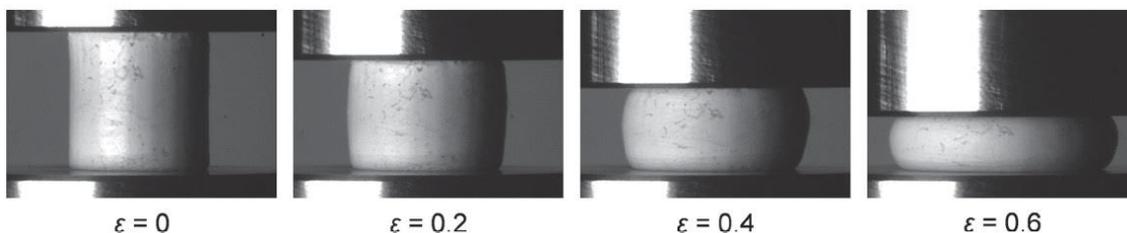


Figura 24 - Evolução de um ensaio de compressão estático de um provete em adesivo Sikaflex® a uma taxa de tensão de $0,001 \text{ s}^{-1}$ [50].

Os provetes têm várias configurações geométricas de acordo com as normas que se pretendam utilizar. As normas ASTM D695 e ISO 604 recomendam a utilização de faces retangulares. A norma ASTM D695 ainda permite a utilização de provetes cilíndricos, tubulares e com formato tipo “dogbone” (Figura 25) [1].

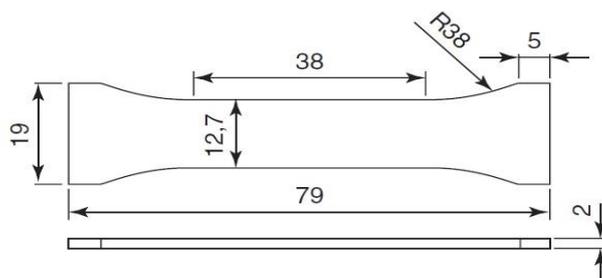


Figura 25 - Provete dogbone de acordo com a norma ASTM D695, dimensões em mm (adaptado de [51]).

Este tipo de ensaio apresenta inconvenientes tais como o atrito dos topos dos provetes com os blocos de carregamento e a tendência para a encurvadura dos provetes, o que limita a dimensão destes [47].

2.3.1.3 Ensaios de corte ou shear tests

2.3.1.3.1 Ensaio Iosipescu ou V-Notched Beam Shear Fixture

Este método de teste foi desenvolvido por Iosipescu para testar a resistência de metais e soldas em condições de carga pura de corte, mas foi posteriormente adotado para outro tipo de materiais, tais como compósitos [51]. Alguns investigadores que têm vindo a aplicar este método de teste, nomeadamente no campo dos materiais compósitos [52-55], referem que este ensaio garante uma região de tensão de corte pura e uniforme. Sendo o ensaio de Iosipescu amplamente utilizado para testar materiais compósitos, já se encontra padronizado de acordo com a norma ASTM D5379 [56]. O ensaio Iosipescu pode ser realizado em provetes de adesivo maciço ou em junta (Figura 26), a partir de um equipamento de ensaio (Figura 27) que sujeita o provete a um esforço de corte até a sua secção ser cortada. O centro do provete tem dois entalhes a 45° a fim de garantir uma região de tensão de corte uniforme e promover falhas na secção central [51].

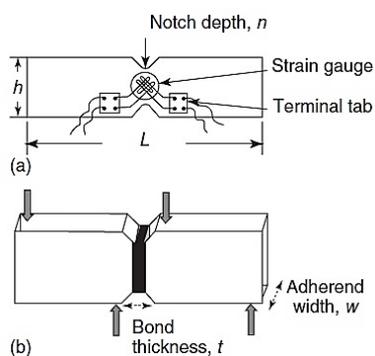


Figura 26 – Provede de teste Iosipescu (adaptado de [51]):
a) para maciço;
b) para junta.

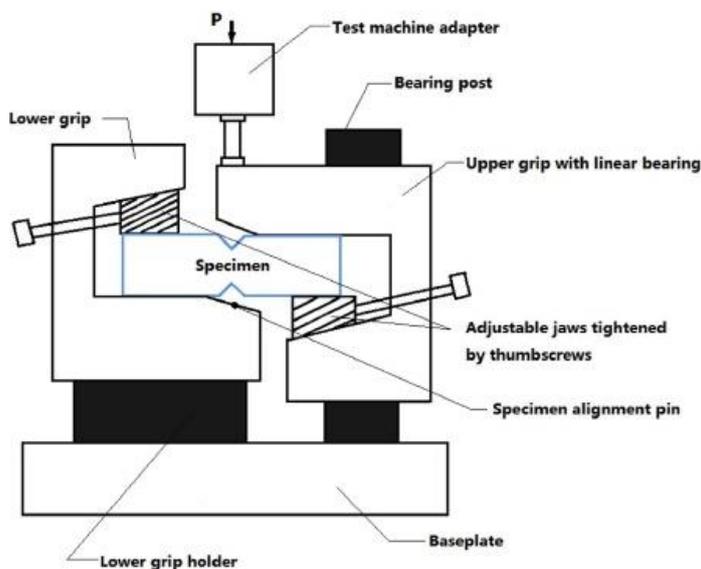


Figura 27 - Esquema do equipamento ensaio Iosipescu (adaptado de [57]).

2.3.1.3.2 Ensaio Arcan ou V-Notched Plate Shear Method

Um dos principais problemas no ensaio de materiais consiste em ter equipamentos e provetes que induzam tensões uniformes ao longo de uma secção controlada. O ensaio Arcan foi desenvolvido para testar a resistência ao corte de materiais, permitindo um

estado de corte puro sob ensaio de tração, através de um equipamento de ensaio específico (Figura 28). Foi desenvolvido um provete dedicado a este tipo de ensaio. Neste provete a secção compreendida entre A e B (Figura 29) será o local onde as tensões de corte serão as mais uniformes possíveis [58]. Para melhorar a aquisição dos dados têm sido implementados melhoramentos e alterações ao equipamento e aos provetes [59, 60]. Foi adotada para o ensaio em adesivos uma geometria conforme se poderá ver na Figura 29, que permite fixar o provete ao equipamento. Desta forma a carga é imposta na zona da junta e não nas extremidades do substrato [61].

Este ensaio não se encontra ainda padronizado, devido às suas diversas adaptações.

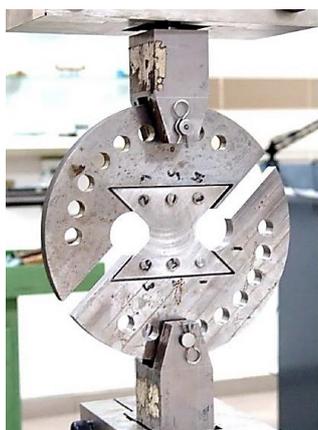


Figura 28 – Ensaio Arcan [62]

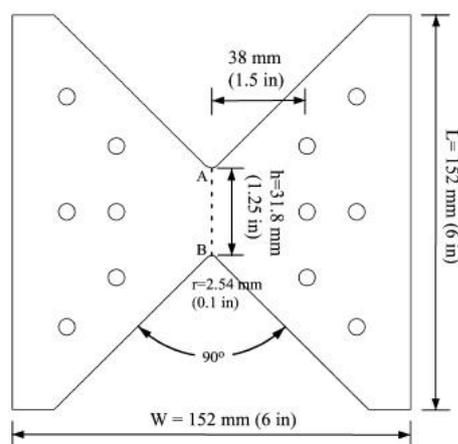


Figura 29 - Geometria de provete de Arcan modificado [63]

2.3.1.4 Ensaio de torção ou torsion tests

2.3.1.4.1 Bulk Torsion

As propriedades ao corte de adesivos podem ser obtidas através da torção de provetes preparados para este ensaio (Figura 30). As tensões puras de corte induzidas no provete, bem como a boa precisão alcançada na medição das tensões (principalmente em baixas taxas de deformação) são fatores que promovem a utilização deste ensaio. Estes ensaios são efetuados em máquinas dedicadas, com os instrumentos necessários à obtenção do momento torsor e das deformações angulares. Estes parâmetros permitem obter a curva tensão de corte ou momento torsor em função da deformação angular, essencial para determinação das propriedades mecânicas do material ao corte [64]. O processo de fabrico do provete, maquinado (provette circular maciço; Figura 30) ou efetuado por centrifugação (provette tubular oco; Figura 31), depende da rigidez do adesivo [1]. Não existe uma norma que estabeleça a dimensão e a geometria mais apropriada do provete, e estes parâmetros variam de autor para autor [1, 39, 41, 64-67]. No entanto, provetes com secção oca distribuem de uma forma mais uniforme as tensões. Por não apresentarem concentração de tensões, consegue-se maior precisão nas propriedades

medidas [1, 68]. Neste ensaio, o momento torsor e a deformação de corte são obtidos ao longo do ensaio. Para a medição da rotação angular num dado comprimento de provete, pode ser usado um extensómetro de contato [1]. Estes ensaios, devido à dificuldade em fabricar os provetes e à exigência em ter uma máquina dedicada à aplicação do momento torsor durante o ensaio, não são muito utilizados [69].

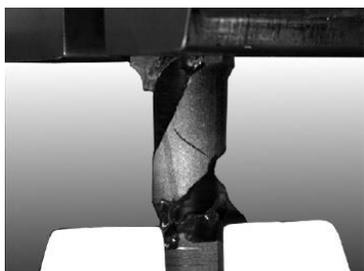


Figura 30 - Ensaio à torção do provete [70].



Figura 31 - Provete para ensaio à torção [70].

2.3.2 Ensaios de adesivo em junta

Os ensaios de adesivo em junta (de acordo com as normas ASTM e ISO) são largamente utilizados e servem para obter parâmetros necessários à análise de juntas adesivas [8, 20, 38]. A resistência obtida nestes ensaios é uma propriedade relacionada com a junta e não ao adesivo [65, 71-73]. Os testes em junta são os ensaios que mais se aproximam da realidade em que as juntas adesivas irão ser inseridas. Estes ensaios têm algumas dificuldades associados, tais como o correto dimensionamento dos pequenos deslocamentos das camadas finas do adesivo, a falta de uniformidade na distribuição das tensões, a diferença de modo de falha relativamente à junta real, a influência da preparação de superfície na resistência da junta e a formação de uma camada interfase entre a superfície do adesivo e do aderente com características físicas e químicas diferentes dos elementos que constituem a junta adesiva [1].

Existem diversos tipos de ensaio que se poderão efetuar para determinação de esforços de falha em junta, como se poderá verificar pela Figura 32.



Figura 32 - Determinação de esforços de falha em junta (elaboração própria).

2.3.2.1 Ensaio de tração

2.3.2.1.1 Single lap shear test (SLS)

O ensaio SLS (Figura 33) é um ensaio de tração que solicita o adesivo ao corte. Segue as normas ASTM D1002 [74] e ISO 9664 [75]. É muito utilizado para caracterizar o comportamento da junta e sua resistência com muita simplicidade. Os provetes são constituídos por duas placas retangulares com dimensão de acordo com as normas, bem como o comprimento de sobreposição (l_0). O controlo do alinhamento dos aderentes e da espessura do adesivo tem um papel decisivo neste ensaio. No entanto, a excentricidade dos substratos tende a criar esforços de arrancamento elevados [61].

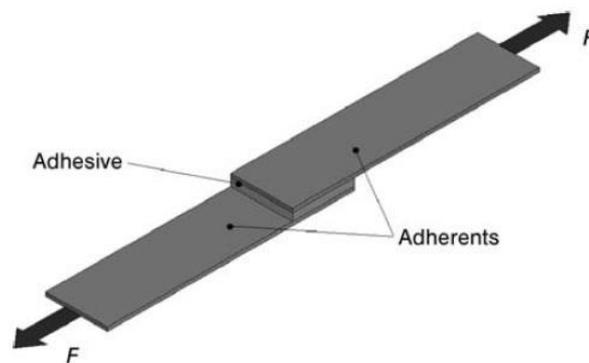


Figura 33 - Provete para ensaio *Single Lap shear* (SLS) [43].

2.3.2.1.2 Ensaio ao corte com aderentes espessos ou *Thick Adherend Shear Test* - TAST

O ensaio TAST (Figura 34) é um ensaio derivado do método SLS que é muito usado na avaliação de sistemas adesivos. Utiliza, ao contrário do ensaio SLS, uma camada de adesivo espesso e uma junta adesiva de pequenas dimensões, o que evita as tensões de arrancamento comuns no ensaio SLS. Este ensaio segue a norma ASTM D5656-10 [76] e permite obter a curva tensão de corte-deformação de corte ($\tau-\gamma$) com o recurso de um extensómetro [1, 77].

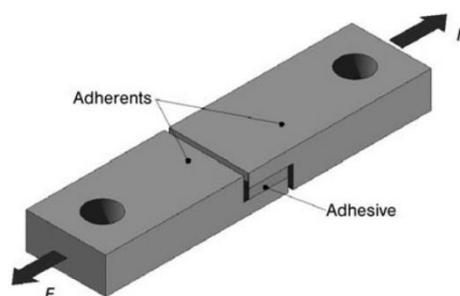


Figura 34 - Provete para *Thick Adherend Shear Test* (TAST) [43].

2.3.2.2 Ensaio de torção

2.3.2.2.1 Juntas de torção topo-a-topo – *Butt Joint in Torsion*

O ensaio *Butt Joint in Torsion* (Figura 35) é um ensaio livre de concentração de tensões, o que permite uma melhor avaliação das tensões aplicadas na junta. O equipamento a ser usado para efetuar este ensaio é o mesmo do ensaio à torção do adesivo maciço. São usados os mesmos extensômetros do ensaio à torção do adesivo maciço, mas terá de ser usado um fator de correção para retirar qualquer deslocação que o aderente possa ter. Este ensaio é usado para determinar a curva τ - γ em provetes onde são aplicados momentos de valor igual, mas em sentidos opostos, o que solicita o adesivo a uma tensão de corte puro [1].

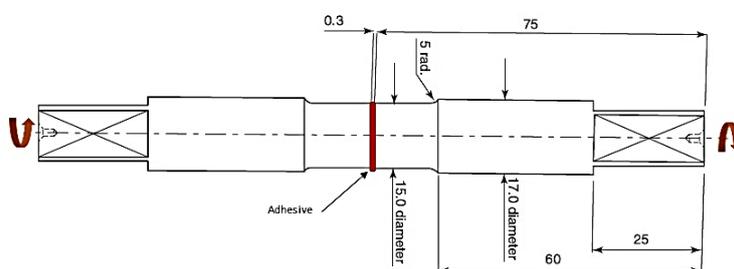


Figura 35 - Provette de *Butt Joint in Torsion*, dimensões em mm (adaptado de [78]).

2.3.2.2.2 Napkin-ring test

O ensaio *Napkin-ring test* (Figura 36) é outro tipo de ensaio à torção onde uma camada de adesivo se encontra entre dois aderentes tubulares de acordo com as normas ASTM E229 [79], ISO 11003-1 [80] e DIN 54451 [81]. As tensões de corte na camada de adesivo entre os tubos são semelhantes, pois a tensão de corte é proporcional ao raio. A execução desta junta é particularmente difícil no caso de adesivos fluidos, que dificultam o fabrico por tenderem a escoar na altura da sua aplicação e respetiva cura [1, 61].

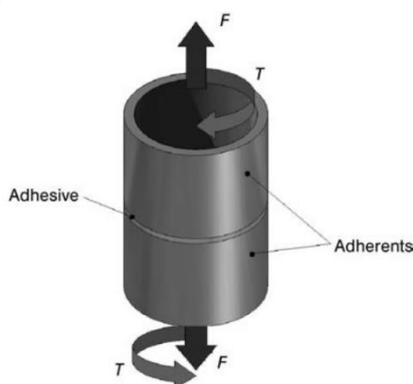


Figura 36 – Provette para ensaio *Napkin-Ring* [43].

2.3.2.3 Ensaios de corte

2.3.2.3.1 Métodos de losipescu e Arcan

Tanto o método de losipescu como de Arcan podem ser usados para avaliar as propriedades de uma camada fina de adesivo que unem dois aderentes, ao invés de testarem provetes de adesivo maciço. A deformação provocada na camada fina de adesivo é medida por extensômetros fixos nos aderentes. Desta forma, a deformação do adesivo deve ser corrigida através de fatores de correção por forma a minimizar deformações induzidas pelos aderentes. A distribuição das tensões não é perfeitamente uniforme, pelo que será necessário efetuar uma análise por MEF para ter o valor das tensões no centro do provete [1].

2.3.2.3.2 Pin and Collar Test

O *Pin and Collar Test* (Figura 37) é um ensaio que solicita o adesivo ao corte, segundo as normas ASTM D4562-90 [82] e ISO 10123 [83]. É um tipo de ensaio que testa a união de um sistema manga-eixo ligado por um adesivo. Um sistema manga-eixo é largamente utilizado em rodas de comboio, engrenagens, acoplamentos de rolamentos, entre outras aplicações. Este tipo de montagens é utilizado com ajustamentos por interferência tendo uma classe de ajustamento que obriga a serem montadas sob pressão. A utilização de adesivo neste tipo de montagem irá aumentar a força de contato dos elementos pois, para além de promover a adesão entre componentes, este fará com que a face de contato seja usada na sua totalidade. O adesivo irá preencher os espaços vazios entre peças, reduzindo as tensões ao longo da área de contato. É um tipo de ensaio que utiliza uma máquina universal de ensaios capaz de efetuar forças de compressão bem como gravar as cargas aplicadas e a deformação obtida [78].

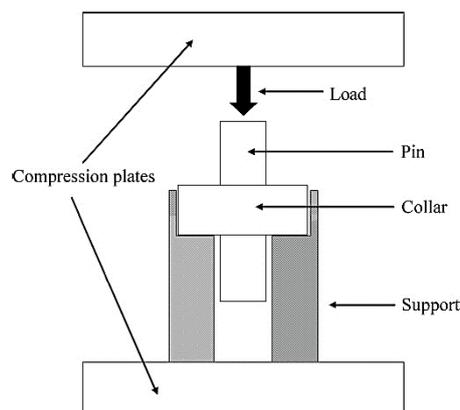


Figura 37 - Esquema de ensaio *Pin and Collar* [84].

2.3.2.4 Ensaios de arrancamento

Visto que os adesivos são particularmente fracos ao arrancamento, os ensaios mecânicos que medem a resistência ao arrancamento são muito importantes.

2.3.2.4.1 Ensaio de arrancamento em junta tipo T

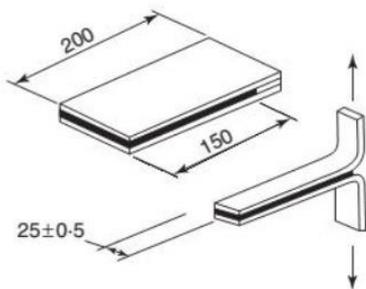


Figura 38 - Ensaio de arrancamento em junta tipo T [9]

Ensaio que visa determinar a resistência ao arrancamento de adesivo segundo a norma ASTM D1876-08 [85]. Os provetes (Figura 38) são constituídos por dois aderentes flexíveis, colados entre si, que podem ou não ser do mesmo material. O teste consiste em separar os aderentes. Se a carga permanecer simétrica ambos os ângulos de arrancamento serão de 90°.

2.3.2.4.2 Ensaio de arrancamento a 180°

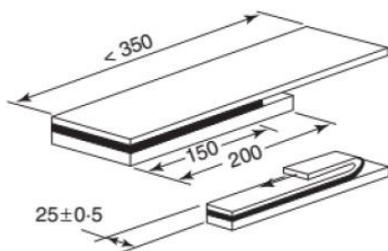


Figura 39 - Ensaio de arrancamento a 180° [9].

Ensaio que visa determinar a resistência ao arrancamento de adesivo segundo a norma ASTM D903 [86]. Os provetes (Figura 39) são constituídos por dois aderentes, um rígido e outro suficientemente flexível para que possa ser dobrado a 180°.

2.3.2.4.3 Ensaio de rolete flutuante ou Floating Roller Test

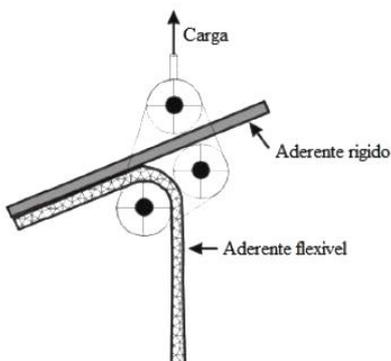


Figura 40 - Ensaio *Floating Roller Test* (adaptado de [9]).

Ensaio que visa determinar a resistência ao arrancamento de adesivo segundo a norma ASTM D3167 [87]. Os provetes (Figura 40) são constituídos por dois aderentes, um rígido e outro flexível que deve passar por um mecanismo de rolete que fará com que o aderente flexível se descole num determinado e constante ângulo.

2.3.2.4.4 Ensaio de Climbing ou Climbing Drum Test

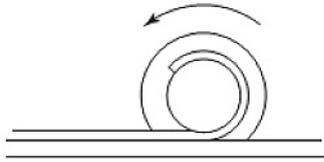


Figura 41 - Ensaio *Climbing Drum Test* [88]

Ensaio que visa determinar a resistência ao arrancamento de adesivo segundo a norma ASTM D1781 [89]. Os provetes (Figura 41) são constituídos por dois aderentes, um rígido e outro flexível. Este ensaio é muito usado em ensaios de estruturas *sandwich* para avaliar a resistência à separação das camadas.

2.4 Ensaios de caracterização à fratura

Segundo Solmaz et al. [91], existem dois métodos para prever a resistência de uma junta adesiva: (i) análise de tensões, (ii) mecânica da fratura. No conceito da análise de tensões, a falha no adesivo é expressa em critérios de falha na resistência do material, tensão máxima e o critério de deformação máxima [90] ou pelo critério de densidade de energia de deformação [91] enquanto na mecânica da fratura, a falha no adesivo é expresso em termos dos valores críticos da taxa de libertação de energia [92, 93] e outros parâmetros da fratura. A abordagem da Resistência dos Materiais (análise de tensões) revela-se inadequada na presença de singularidades [94, 95]. A existência de concentração de tensões torna a análise do problema muito complexa tanto de uma forma analítica como experimental. Por outro lado, os critérios de rotura associados a esta abordagem para a previsão de resistência de juntas adesivas não se encontram bem estabelecidos [96, 97]. Por outro lado, a Mecânica da Fratura assume que os próprios materiais por si já têm defeitos (de fabrico ou por solicitação) e tem por objetivo saber se algum desses defeitos serão catastróficos e podem provocar a falha no material ou se, durante o ciclo de vida da estrutura, os defeitos poderão propagar-se ou estabilizar numa dimensão inferior à dimensão crítica do material. São dois os conceitos em que a Mecânica da Fratura se baseia: (i) fatores de intensidade de tensão e (ii) conceitos energéticos. O primeiro conceito permite obter o parâmetro fator crítico de intensidade de tensão (K_c) e assume que a propagação da fratura ocorre quando o fator intensidade de tensão atinge o seu valor crítico. O segundo conceito é baseado na tenacidade à fratura (G_c), e é sustentado no pressuposto de que a fratura se propaga quando existe energia disponível na extremidade da fenda atinge G_c [98]. O valor de G_c pode ser dividido em tenacidade à tração (G_{IC}), ao corte no plano (G_{IIC}) e ao corte fora do plano (G_{IIIC}), conforme os modos fundamentais de carregamento apresentados na Figura 42, Figura 43 e Figura 44. De realçar que, em juntas reais, existem normalmente combinações dos três esforços fundamentais [99].

A análise energética utiliza parâmetros indiretos tais como a carga aplicada e o deslocamento para o cálculo da energia crítica de fratura. Kinloch [8] refere que a utilização de um critério de energia é mais vantajoso, relativamente ao critério de fatores de intensidade de tensões, porque a taxa de libertação de energia tem uma importância física significativa relativa à energia absorvida e uma vez que não é fácil estimar os fatores de intensidade de tensão quando as fendas crescem próximo ou na interface [95].

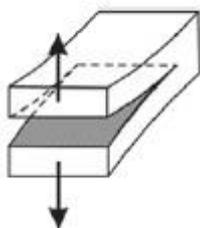


Figura 42 - Modo de falha Modo I [98].

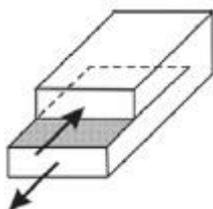


Figura 43 - Modo de falha Modo II [98].

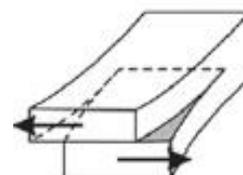


Figura 44 - Modo de falha Modo III [98].

Quando a carga é aplicada na direção normal ao plano da fenda (*Opening mode* - solicitação à tração);

Quando a carga ao atuar promove um plano de corte na junta adesiva (*Forward shear mode* - solicitação ao corte);

Quando a carga é gerada fora do plano de corte (*Anti-plane* ou *Tearing mode* - solicitação à tração e ao corte).

Outra abordagem que tem vindo a ser implementada é a do integral J, que serve para determinar a taxa de libertação de energia na frente da fenda à medida que a fenda vai progredindo [1].

Nos pontos seguintes são caracterizados em detalhe o Modo I, Modo II e o Modo I+II.

2.4.1 Modo I

A caracterização da fenda em juntas adesivas em Modo I tem sido extensivamente estudada por diversos autores [100-103]. Neste tipo de carregamento, as cargas aplicadas à junta adesiva promovem tração dos provetes em direções opostas e provocam o arrancamento do adesivo. Esta forma de solicitação é a mais comum e é aquela que mais resulta em falhas. A propagação das fendas nas juntas frequentemente restringe-se à camada adesiva independentemente da orientação da camada adesiva relativamente às cargas [8]. Para a determinação de G_{IC} poderão ser efetuados vários tipos de ensaio.

2.4.1.1 *Double-Cantilever Beam (DCB)*

A maioria dos ensaios de caracterização da fenda em juntas em modo puro I é efetuado segundo um provete para DCB, cuja geometria se apresenta se apresenta na Figura 45

[101-105]. Este tipo de ensaio segue a norma ASTM D3433-99 [106] para execução dos provetes de ensaio, que é uma norma mais restritiva em relação às dimensões dos mesmos em comparação com a norma ISO 25217 [107], que se poderá igualmente usar [108]. O ensaio consiste no carregamento de tração de uma junta adesiva com uma pré-fenda numa extremidade com comprimento a_0 , por onde a fratura irá iniciar (Figura 45). Uma desvantagem neste ensaio é a necessidade de medir a propagação da fratura durante a propagação da mesma, o que poderá ser particularmente crítico no ensaio dinâmico de tenacidade à fratura [95].

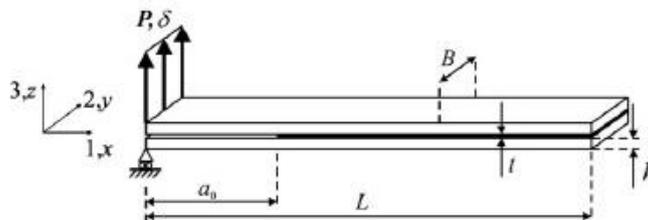


Figura 45 - Provette DCB [95].

2.4.1.2 Tapered Double-Cantilever Beam (TDCB)

O ensaio TDCB (Figura 46) segue a norma ASTM D3433-99 para execução dos provetes de ensaio e é uma norma mais restritiva em relação às dimensões dos mesmos em comparação à norma ISO 25217, que se poderá igualmente usar [108]. No ensaio TDCB, os aderentes têm secção de altura variável na zona de propagação da fenda, conforme se pode observar na Figura 46. O a_0 está localizado na zona de secção constante, e servirá para que se possa dar início à propagação da mesma. A fratura começa através da aplicação de forças com a mesma amplitude e sentido contrário, que tendem a separar os aderentes. A geometria do provete foi projetada para que a flexibilidade seja constante ao longo do ensaio, o que permite obter uma expressão analítica de G_{IC} que não depende do comprimento de fenda (a) que irá variar no decorrer do ensaio [109].

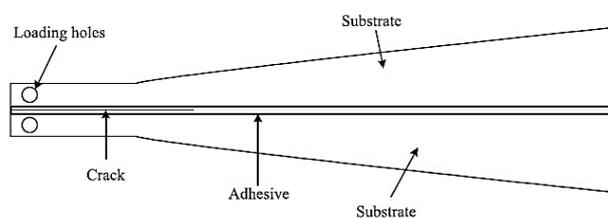


Figura 46 - Provette TDCB [110].

2.4.1.3 Single-Edge Notched Bending (SENB)

O ensaio SENB é um tipo de ensaio efetuado de acordo com a norma ASTM E399 [111]. É um ensaio usado para estudar o comportamento à fratura de um provete como apresentado na Figura 47. No provete é efetuada uma pré-fenda através de uma serra,

de acordo com o protocolo da Sociedade Europeia para a Integridade Estrutural (SEIE). A carga de ensaio é aplicada sobre a pré-fenda, o que irá promover a abertura do provete no local onde esta se irá propagar. A vantagem deste ensaio é poder controlar a dimensão da fratura [112].

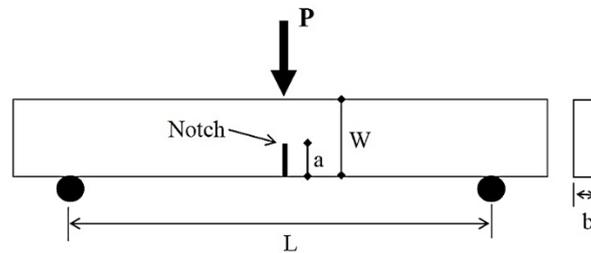


Figura 47 – Provete SENB [113].

Pela Tabela 4 descrevem-se alguns trabalhos efetuados por investigadores relativos à caracterização do comportamento de materiais quando sujeitos a cargas de modo I.

Tabela 4 - Tabela de autores que efetuaram trabalhos para o tema modo I.

Lopes et al. [108]

Trabalho que permitiu estudar a capacidade dos ensaios DCB e TDCB em estimar o valor de G_{IC} em juntas adesivas de ductilidade distinta através de diferentes métodos de análise. Os resultados obtidos foram consistentes entre os diversos métodos de análise para cada um dos ensaios. Os resultados obtidos apresentam maiores discrepâncias quando comparados entre os diferentes ensaios.

Constante et al. [114]

Trabalho com o objetivo de caracterizar G_{IC} de juntas adesivas por técnicas normalizadas e por uma técnica ótica desenvolvida. Através do ensaio DCB foram caracterizadas juntas com aderentes em alumínio e adesivos de diferentes ductilidades. Todos os métodos testados mostraram ser eficazes para obter G_{IC} em adesivos dúcteis e mostraram terem resultados consistentes entre si e com os dados disponibilizados pela literatura existente.

Khoshravan e Asgari Mehrabadi [115]

Trabalho baseado num ensaio experimental e numa análise numérica de uma junta em liga de alumínio sujeita a carga de modo I através do ensaio DCB. A obtenção do G_{IC} do ensaio experimental foi efetuada por dois processos analíticos, que foram posteriormente comparados com os resultados obtidos por um estudo de MEF. Os ensaios experimentais e as análises numéricas mostraram uma boa concordância e demonstraram a eficácia das metodologias utilizadas.

Quan et al. [112]

Trabalho efetuado em provetes TDCB e SENB para mostrar os desenvolvimentos alcançados na compreensão do comportamento à fratura de adesivos de epóxi modificado com borracha. Este trabalho foi comparado com ensaios já efetuados em artigos anteriores. Foi descoberto que a zona de processamento da fratura e a tensão de falha são os mesmos em diferentes espessuras de fenda do adesivo para ensaios TDCB e com vãos de comprimentos diferentes no ensaio SENB. A previsão do comportamento à fratura dos provetes SENB através dos modelos de dano coesivo (MDC) poderá ser efetuada utilizando os parâmetros obtidos do ensaio TDCB.

2.4.2 Modo II

A caracterização da fratura em juntas adesivas em modo II ainda não se encontra bem fundamentada [94, 116]. Um princípio importante para este tipo de ensaio é a manutenção do regime elástico nos aderentes durante o ensaio [116]. As juntas adesivas são projetadas para minimizar qualquer carga aplicada em modo I (modo em que as juntas têm menor resistência à fratura) em favor de um carregamento de corte ou modo II (modo em que tem maior resistência a fratura) [8]. O modo II é induzido ao submeter um provete com uma pré-fenda numa das extremidades à flexão. Devido à fricção entre aderentes na zona da pré-fenda, deve ser utilizada uma película de material de baixo atrito como politetrafluoretileno (PTFE) nesta zona [117]. Um fenómeno importante nos testes de fratura em modo II é a presença de uma grande zona de processo de fratura na extremidade da fenda em comparação com os testes de fratura de modo I e modo misto. O comprimento da zona de processo de fratura é ainda maior quando se trata de adesivos altamente endurecidos, ou seja, aqueles com alto G_{IIc} . Devido à presença da zona de processo à frente da fenda, é difícil definir com precisão o valor de a durante o ensaio [116]. Apresentam-se de seguida os tipos principais de ensaio para modo II.

2.4.2.1 End Loaded Split (ELS)

O ensaio ELS está normalizado segundo a norma ISO 15114:2014 [118]. Este ensaio, cuja geometria e sistema de carregamento se apresentam na Figura 48, permite obter crescimento estável da fenda [117]. Segundo a Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) a dimensão da fratura é um parâmetro necessário e este terá de ser medido ou calculado [119].

A execução deste ensaio envolve a utilização de um grampo para prender o provete, ou seja, requer um esquema mais elaborado de fixação do provete. A dedução dos dados obtidos terá de incluir um fator de correção devido à fixação do provete e ter em conta o grande deslocamento a que este irá estar sujeito. Tudo isto se torna uma fonte de variabilidades e aumenta a complexidade na dedução dos dados [94, 120-122].

Neste ensaio existe uma extremidade livre do provete onde se encontra a fratura e é neste local que é aplicada uma força no sentido descendente. A força descendente aplicada no bloco em contato com o provete fará com que este se desloque horizontalmente e promova uma condição de corte puro ao longo do crescimento da fratura. Na outra extremidade, o provete só se poderá deslocar no sentido horizontal, devido ao constrangimento vertical imposto ao provete [116].

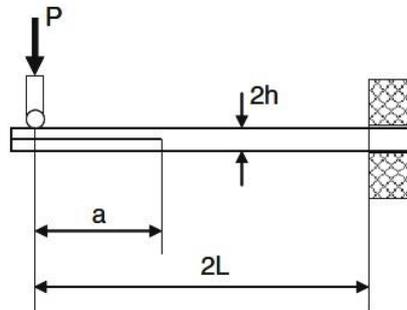


Figura 48 - Ensaio ELS [123].

2.4.2.2 *Four-Point Bend Notched Flexure (4ENF)*

O ensaio 4ENF (Figura 49) também se caracteriza pelo crescimento estável da fenda [99, 117], mas requer uma configuração complexa e apresenta alguns problemas relacionados a grandes efeitos de atrito na zona da pré-fenda [124, 125]. É considerado que a fricção entre as zonas abrangidas pela fratura afetam os dados obtidos no ensaio da tenacidade à fratura, o que levou muitos investigadores a estudar este efeito [123]. Este ensaio permite obter a curva de resistência total (R-curve). No entanto, o provete deverá manter-se no regime elástico enquanto decorre o ensaio. Este método de ensaio necessita que a carga, o deslocamento do ponto de carga e o comprimento da fenda sejam determinados durante a execução do ensaio [117].

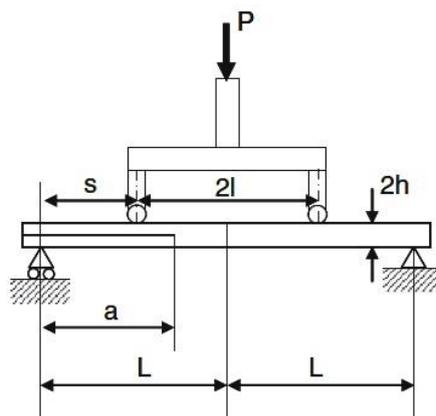


Figura 49 - Ensaio 4ENF [123].

2.4.2.3 End-Notched Flexure (ENF)

O ensaio ENF (Figura 50) parece ser o mais adequado para a caracterização à fratura em Modo II [126], embora ainda haja problemas relacionados com o crescimento instável da fratura e com a monitorização da fratura durante a propagação, que ainda não foram adequadamente resolvidos [117]. Nos ensaios de caracterização de fratura em Modo II, a fratura tende a fechar devido à carga aplicada, o que dificulta a visualização clara do seu início e também a monitorização da sua propagação [94]. O provete para este ensaio é constituído por duas barras com a mesma espessura coladas uma à outra, com exceção de uma das extremidades, onde existirá uma região com uma pré-fenda. Estas barras encontram-se suportadas em dois pontos nas suas extremidades e, a meio destas, será aplicada uma carga que causará o corte no adesivo [121].

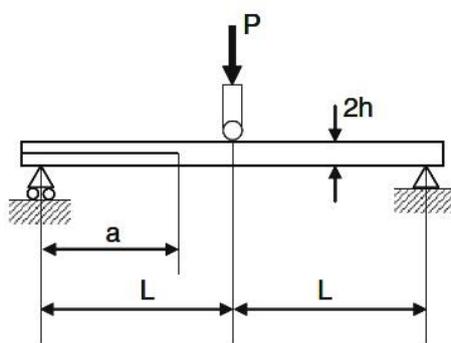


Figura 50 - Ensaio ENF [123].

Na Tabela 5 podem-se verificar alguns trabalhos de investigadores relativos à caracterização do comportamento de materiais quando sujeitos a cargas de Modo II.

Tabela 5 - Tabela de autores que efetuaram trabalhos para o tema Modo II.

Pérez-Galmés et al. [119]

Trabalho desenvolvido para propor uma solução de forma fechada baseada no integral-J para determinar a resistência a fraturas interlaminares de compósitos quando submetidos ao ensaio ELS. O novo método desenvolvido é mais objetivo e requer menos preparação que outros métodos disponíveis em literatura baseada na mecânica da fratura linear elástica, e apresenta resultados semelhantes.

Arrese et al. [127]

Apresentação de um novo método analítico para obter a curva-R em função da solicitação ao corte, da deformação e dos efeitos da flexão em modo II através do ensaio ENF de laminados. Para confirmar os dados obtidos procedeu-se a ensaios através de diferentes cenários. São obtidos os resultados quando não existe avanço da fenda e quando esta se encontra a propagar de uma forma estável, sendo os resultados concordantes com os obtidos analiticamente com o novo método desenvolvido.

Zabala et al. [128]

O ensaio 4ENF é utilizado para caracterizar a influência da velocidade de ensaio na resistência interlaminar à fratura em modo II em materiais compósitos. Para o material testado, e dentro da faixa analisada de velocidades de ensaio, as curvas R determinadas e os valores de G_{IIc} não mostraram nenhum sinal claro de dependência deste parâmetro.

Azevedo et al. [129]

Trabalho desenvolvido para estudar o comportamento de juntas adesivas com adesivos de diferentes ductilidades em aderentes de alumínio. O trabalho consistiu na obtenção das leis coesivas dos adesivos por um método inverso. Os dados obtidos para G_{IIc} e para a resistência coesiva ao corte (t_s^0) do adesivo conseguiram reproduzir com precisão o comportamento da camada de adesivo o que valida os dados obtidos através de MDC.

2.4.3 Modo misto I+II

A solitação de modo misto resulta da interação entre esforços de tensão e de corte a atuarem na junta adesiva. Os ensaios experimentais desenvolvidos para avaliar a resistência à fratura em Modo Misto utilizam os mesmos provetes utilizados para obter os dados em ensaios em Modo puro I e Modo puro II [1]. Existem vários ensaios descritos na literatura que permitem testar juntas adesivas solicitadas em modo misto [130]. Esta interação resulta em valores obtidos pela Equação (1), correspondente ao rácio de modo misto

$$\psi = \tan^{-1} \sqrt{\left(\frac{G_{II}}{G_I}\right)}, \quad \text{Equação (1)}$$

onde ψ corresponde ao rácio de modo misto, G_I à taxa de libertação de energia à tração e G_{II} à taxa de libertação de energia ao corte. Na Tabela 6 podem-se verificar os valores de ψ , obtidos pela Equação (1), para os principais tipos de ensaio em modo misto. O rácio de modo misto para todos os provetes da Tabela 6 pode variar de forma significativa se for ajustada a rigidez relativa (espessura e/ou rigidez) dos dois aderentes [131]. Suo e Hutchinson [132], através de um estudo analítico numa geometria à flexão em 4 pontos, e Williams [133, 134], através de um estudo experimental pelo ensaio *asymmetric end load split test* (AELS) e um estudo analítico, apresentam relações úteis para a fratura em modo-misto de sistemas monolíticos e sistemas bi-material. Estes sistemas descrevem a energia de fratura e o rácio de modo misto para casos gerais onde a fenda ocorre, o local onde a carga axial e os momentos atuam [131]. Os ensaios em modo misto na Tabela 6 encontram-se resumidos a seguir.

2.4.3.2 Mixed Mode Bending (MMB)

O ensaio MMB (Figura 52) foi desenvolvido por Reeder e Jr. [137] para estudar o comportamento de materiais à fratura em modo misto I/II. Este ensaio segue a norma ASTM D6671 [138] de materiais compósitos, mas foi adaptado também para juntas adesivas. Este é um tipo de ensaio que tem a vantagem de estudar uma gama de diferentes raios de modo misto sem ter de mudar o provete. Isto consegue-se efetuar alterando a posição da solicitação em função da cota c . Este dispositivo de teste MMB é adequado para se obter o envelope completo de resistência à fratura [139], tendo já sido utilizado no passado para estudar a resistência de compósitos com ligação adesiva [102].

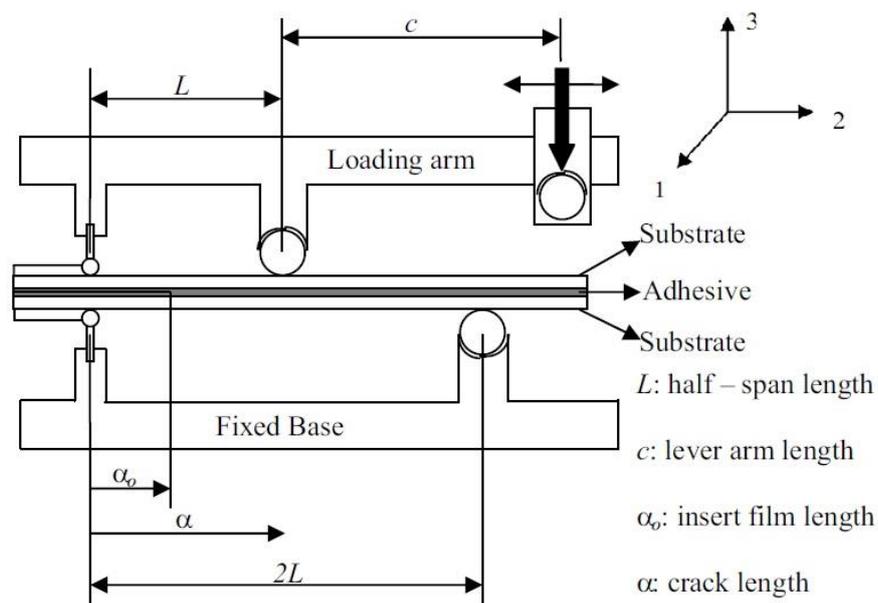


Figura 52 - Ensaio MMB [140].

2.4.3.3 Asymmetric Double-Cantilever Beam (ADCB)

O ensaio ADCB (Figura 53) é similar ao ensaio DCB para modo I, embora os aderentes sejam feitos com materiais ou espessuras diferentes por forma a induzir o modo II de carregamento. A assimetria dos aderentes permite obter um rácio de modo misto constante [136]. O plano de fratura deste ensaio é localizado fora do plano médio do provete. A determinação analítica de G_I e G_{II} não é simples, e não existe uma norma dedicada para execução deste tipo de ensaio. No entanto, existe diversa literatura com diferentes abordagens que permitem o cálculo de G_I e G_{II} [141].

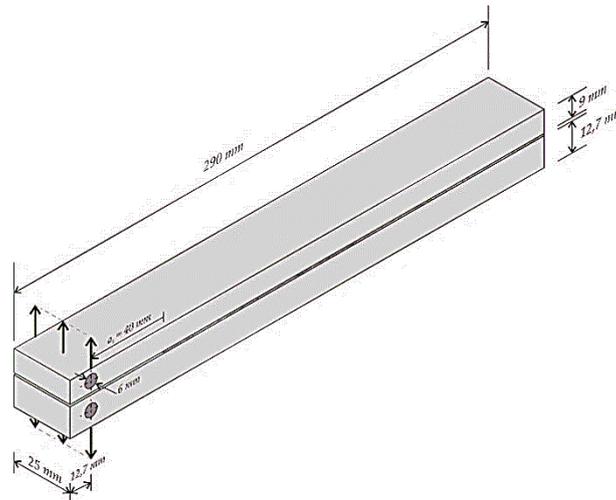


Figura 53 - Provete ADCB [130].

2.4.3.4 Single-Leg Bending (SLB) ou Mixed-Mode Flexure (MMF)

O ensaio SLB (Figura 54), também conhecido por MMF [1], foi proposto por Yoon e Hong [142] e é visto como uma modificação ao ensaio ENF, exemplificado na Figura 50. Este ensaio é utilizado para determinar o envelope de fratura de estruturas adesivas [130]. O provete encontra-se apoiado nas suas extremidades, enquanto sofre carga no seu ponto médio. Devido à característica do aderente inferior ser menor e só ter um apoio relativamente ao aderente superior, isto promove a combinação do modo de flexão/tração (modo I) com o modo de corte (modo II).

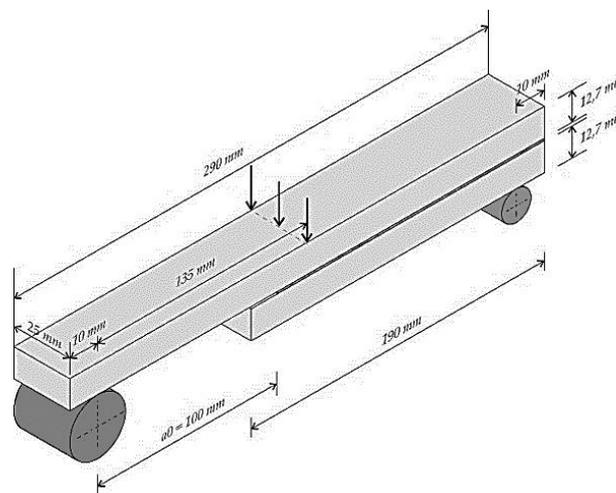


Figura 54 - Provete SLB [130].

Pela Tabela 7 apresentam-se alguns trabalhos de ensaios efetuados por investigadores relativos à caracterização do comportamento de materiais quando sujeitos a cargas de modo misto.

Tabela 7 - Tabela de autores que efetuaram trabalhos para o tema modo misto.

Shokrieh et al. [143]

Este trabalho propõe um novo procedimento para prever a curva R da resistência à delaminação de juntas adesivas, utilizando resultados experimentais de ensaios MMB. Os aderentes utilizados neste trabalho são em compósito sob condição de carga em modo misto I/II. Este novo procedimento mostrou-se capaz de prever a curva R de sistemas compósitos com diferentes raios de modo misto.

Santos e Campilho [144]

Trabalho com o objetivo de analisar as propriedades à fratura em modo misto de juntas adesivas pelo ensaio SLB, comparar e validar dados obtidos através de diferentes métodos de redução de dados e selecionar o envelope de fratura mais adequado para cada um dos três adesivos estudados. Como resultado deste trabalho, foi estabelecido o critério de dano misto mais adequado para cada um dos adesivos.

Stamoulis et al. [139]

Estudo do comportamento à fratura de uma camada de adesivo que une dois aderentes em alumínio sujeitos a cargas de modo misto I/II e assim obter o seu envelope de fratura e a respetiva resistência à fratura. Foram efetuados ensaios MMB para quatro valores de raio de modo misto e, a partir dos resultados obtidos, efetuou-se um estudo por elementos finitos para obtenção de G_c para cada um deles. A partir deste estudo chegou-se à conclusão que o envelope de fratura para o adesivo em estudo é adequadamente descrito pelo critério empírico de Benzeggagh e Kenane [145].

Park e Dillard [135]

Trabalho efetuado para determinar e caracterizar a energia de fratura para uma gama alargada de raios de modo misto. Foram utilizados provetes ATDCB para promover diferentes cargas de modo misto. Chegou-se à conclusão que a energia da fratura depende da existência de diferentes raios de modo misto a atuarem no adesivo e da forma como o raio de modo misto vai alterando o seu valor. No entanto, nos ensaios efetuados verificou-se que estes ensaios estavam limitados a uma gama de raios.

2.5 Ensaio *cracked-lap shear* (CLS)

O ensaio CLS é um ensaio em modo misto que pode ser utilizado para caracterizar a tenacidade à fratura e para estudar o comportamento da fratura em juntas adesivas. Este ensaio foi proposto pela primeira vez por Brussat et al. [146-148].

2.5.1 Caracterização do ensaio

O provete para este ensaio consiste em dois aderentes colados entre si, em que um deles é mais curto. Uma carga de igual intensidade, mas sentidos opostos, é aplicada em pinos colocados nas extremidades do provete. Um dos pinos encontra-se no meio de

uma das placas e o outro entre placas, como se pode verificar pela Figura 55. Devido à grandeza da relação comprimento/espessura dos aderentes, a taxa de libertação de energia é constante durante o ensaio. A carga é aplicada paralelamente ao comprimento da junta adesiva, o que induz uma componente significativa de modo II ao adesivo. Acrescido a esta situação, também são induzidos esforços de modo I na extremidade da fenda devido à excentricidade com que a carga é aplicada [148].

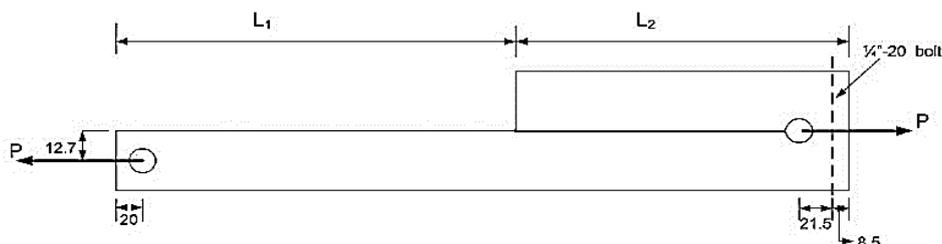


Figura 55 - Provete CLS [149].

O provete também pode ser tracionado por intermédio de grampos ao invés de pinos, sendo esta uma das formas como o provete poderá estar apoiado nas extremidades. O que distingue este ensaio de outros é a forma como a carga é aplicada excentricamente, que provoca uma não linearidade geométrica. A flexão dos aderentes resultantes do ensaio terá de ser considerada nas análises analíticas e numéricas dos estudos de uma junta adesiva [150]. Os métodos analíticos e numéricos devem, no entanto, ser validados por ensaios experimentais, e diferentes estudos têm sido efetuados por diversos investigadores nesse sentido [151-155].

2.5.2 Métodos de redução disponíveis

A mecânica da fratura tem sido utilizada para a análise do ensaio CLS por diversos investigadores, e têm vindo a ser desenvolvidas várias técnicas de análise.

2.5.2.1 *Brussat et. al (modelo 1)*

O método de redução utilizado no trabalho destes investigadores [148] baseia-se numa adaptação da forma fechada da Teoria de Vigas para encontrar uma solução analítica para obter G_I e G_{II} em provetes CLS. Segundo estes autores, a expressão exata da taxa de libertação de energia total (G_T) num provete CLS com comprimento infinito é dada pela Equação (2):

$$G_T = \frac{F_C^2}{2b(EA)_2} \left[1 - \frac{(EA)_2}{(EA)_0} \right], \quad \text{Equação (2)}$$

onde F_C é a carga aplicada; b a largura; $(EA)_2$ a rigidez do aderente de sobreposição; $(EA)_0$ a rigidez do aderente de sobreposição mais o aderente base.

Obtém-se a componente G_{IC} através da Equação (2) no pressuposto de que:

- O G_{IC} para provetes em carga seja igual ao G_{IC} de provetes sujeitos a um momento final com a magnitude M_f (valor do momento fletor final no início da fenda);
- O provete em flexão pura permitir calcular o G_{IIC} de acordo com a Equação (3).

$$\frac{G_{IIC}}{G_T} = 4/7, \quad \text{Equação (3)}$$

De acordo com estes dois pressupostos, a Equação (4) servirá para calcular o G_{IC} .

$$G_{IC} = \frac{2M_f^2}{7b(EI)_2} \left[1 - \frac{(EI)_2}{(EI)_0} \right], \quad \text{Equação (4)}$$

onde $(EI)_2$ é a rigidez à flexão do aderente de sobreposição e $(EI)_0$ é a rigidez à flexão do aderente de sobreposição mais do aderente base. Num estudo mais recente, Johnson [150] redefine o segundo pressuposto apresentado pela Equação (3) e propõe um segundo método de obter G_{IC} . Este autor propõe a utilização da Equação (5) do autor Tada et al. [156].

$$G_{IC} = \frac{M_1 b^2}{2b} \left[\frac{1}{(EI)_1} + \frac{1}{(EI)_2} \right], \quad \text{Equação (5)}$$

onde $(EI)_1$ é a rigidez à flexão do aderente de base e M_1 é o momento aplicado no aderente base. Pode-se obter o M_1 através da Equação (6).

$$M_1 = \frac{M_f (EI)_1 / |Y_1|}{(EI)_1 / |Y_1| + (EI)_2 / |Y_2|}, \quad \text{Equação (6)}$$

onde $(EI)_1 / |Y_1|$ é o rácio da rigidez à flexão do aderente base dividido pela distância centroidal do aderente base até à linha de adesão e $(EI)_2 / |Y_2|$ é o rácio da rigidez à flexão do aderente de sobreposição dividido pela distância centroidal do aderente de sobreposição até à linha de adesão. Isto cria deformações de flexão iguais e opostas ao longo das duas faces da fenda, o que é uma condição antissimétrica. Estes dados resultam na Equação (7).

$$G_{IIC} = G_T - G_{IC}, \quad \text{Equação (7)}$$

2.5.2.2 *Edde e Verreman (modelo 2)*

O modelo desenvolvido por estes autores [157] teve em conta as tensões máximas obtidas no adesivo para determinar G_I e G_{II} , como se poderá verificar pela Equação (8) e Equação (9).

$$G_I = \frac{A_a}{2E_a} (\sigma_{max})^2, \quad \text{Equação (8)}$$

$$G_{II} = \frac{A_a}{2G_a} (\tau_{max})^2, \quad \text{Equação (9)}$$

onde A_a é a espessura da camada do adesivo, E_a é o módulo de Young do adesivo, G_a é o módulo de corte no adesivo, $\sigma_{máx}$ são as tensões normais máximas solicitadas no adesivo e $\tau_{máx}$ são as tensões de corte máximas solicitadas no adesivo.

Após se encontrar os elementos do envelope de fratura aplica-se a Equação (10) para se obter G_T .

$$G_T = G_I + G_{II}, \quad \text{Equação (10)}$$

2.5.2.3 Fernlund e Spelt (modelo 3)

Para Fernlund e Spelt [158] o provete CLS terá de ser caracterizado como sendo um problema não linear geométrico devido às rotações relativamente grandes induzidas pelas cargas de tração. Segundo estes autores, a Equação (11) tem demonstrado ser uma ferramenta de análise analítica muito simples e aproximada para prever as condições de propagação de uma fenda sob diversas circunstâncias.

$$G = \left[\frac{P_1^2}{2(EA)_1} + \frac{M_1^2}{2D_1} \right] + \left[\frac{P_2^2}{2(EA)_2} + \frac{M_2^2}{2D_2} \right] - \left[\frac{P_0^2}{2(EA)_0} + \frac{M_0^2}{2D_0} \right], \quad \text{Equação (11)}$$

P é a carga de tração nominal por unidade de largura, M é o momento fletor nominal por unidade de largura, (EA) representa a rigidez à tração dos aderentes e D é a rigidez à flexão por unidade de largura. Os subscritos 1 e 2 representam o aderente de sobreposição mais o aderente de base à direita da frente da fenda (Figura 56) o subscrito 0 representa o aderente de base à esquerda da frente da fenda (Figura 56). Os valores de D poderão ser obtidos pela Equação (12).

$$D = \frac{Eb^3}{12(1-\nu^2)}, \quad \text{Equação (12)}$$

Na Equação (12), ν e b são o coeficiente de Poisson e a largura do provete, respetivamente.

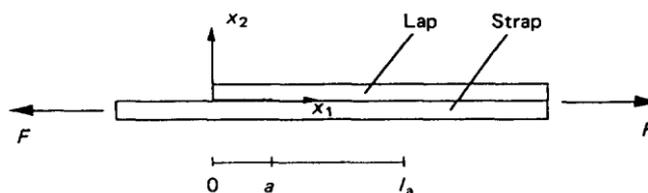


Figura 56 - Provete CLS do ensaio [158].

2.5.2.4 Jokinen e Kanerva (modelo 4)

O modelo de Jokinen e Kanerva [159] foi proposto para o estudo dos efeitos das tensões residuais em materiais laminados. Neste trabalho, procurou-se estimar os valores de G_c e propagação das fendas através de ensaio em um provete CLS com uma pré fratura no adesivo. Segundo os autores pode-se obter G_c através da Equação (13) [160].

$$G_c = \frac{1}{2E_s} \left(\frac{P^2}{A_s} + 12 \frac{M_1^2(l_A)}{A_s^3} \right) + \frac{1}{2E_l} \left(-\frac{P^2}{BA_s} - \frac{M_0^2(0)}{IA_s^3} \right), \quad \text{Equação (13)}$$

onde E_s e E_l são o Módulo de Young do aderente de sobreposição e do aderente base, respetivamente, P é a carga de tração aplicada por unidade de largura (Equação (14)), A_s é a espessura do aderente de sobreposição, l_A é o comprimento da zona do aderente de base sem o aderente de sobreposição até à frente da fenda, os parâmetros I , B e os momentos aplicados no provete M_1 e M_0 poderão ser obtidos ao longo do trabalho do autor.

$$P = \frac{F_c}{b}, \quad \text{Equação (14)}$$

onde F_c é a carga aplicada e o b é a largura do provete.

2.5.2.5 Gustafson (modelo 5)

Gustafson et al. [161] efetua uma análise não linear de um provete CLS em laminado compósito com uma pré-fenda, de acordo com a Figura 57, através da teoria das vigas. Para além de obter a distribuição dos momentos fletores e das forças de corte, permite obter a flexão promovida ao provete e G associada ao crescimento da delaminação a partir da Equação (15) [160].

$$G = \frac{\left(\frac{F_c}{b}\right)^2 \left(\frac{1}{A_1} - \frac{1}{A_0}\right)}{2E}, \quad \text{Equação (15)}$$

onde F_c é a carga aplicada, b é a largura do aderente, A_1 a espessura do aderente base, A_0 a espessura do aderente base mais aderente de sobreposição e E o módulo de Young. O crescimento da fenda pode ser acompanhado através do equipamento acoplado ao provete, como se mostra na Figura 58. No entanto, a Equação (15) só permite obter o valor de G . Para a condição de Modo Misto as componentes G_I e G_{II} terão de ser deduzidas por outros métodos, tais como por MEF [162-164]. Este modelo demonstra que G para o provete de CLS é independente do comprimento da fenda induzida [161].

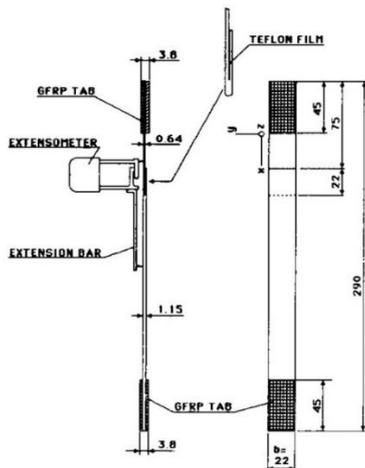


Figura 57 – Setup do provete CLS [161].

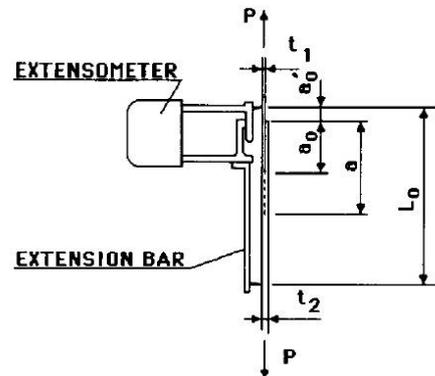


Figura 58 – Extensômetro do provete CLS [161].

2.5.2.6 Kinloch (modelo 6)

Kinloch [8] apresenta a Equação (16) típica de juntas adesivas em modo misto I/II. Segundo este autor, o rácio G_I/G_{II} de juntas adesivas encontra-se entre 0,2 e 0,3 [165].

$$G_T = \frac{F_c^2}{2b^2} \left(\frac{1}{(EA)_2} - \frac{1}{(EA)_0} \right), \quad \text{Equação (16)}$$

onde F_c é a carga aplicada, b é a largura do provete na frente do adesivo, $(EA)_2$ a rigidez à tração do aderente de sobreposição, e $(EA)_0$ a rigidez à tração do aderente de sobreposição mais o aderente base, onde $(EA)_0 > (EA)_2$ [148, 162, 166].

Por se saber que o rácio de G_I/G_{II} se encontra entre 0,2 e 0,3, adota-se um valor neste intervalo para encontrar a relação com um dos componentes de G . Isto pode-se verificar pela Equação (17).

$$\begin{cases} \frac{G_I}{G_{II}} = 0,2 \Leftrightarrow G_I = 0,2G_{II} \\ G_T = G_I + G_{II} \Leftrightarrow G_T = 1,2G_{II} \Leftrightarrow \frac{G_T}{1,2} = G_{II} \end{cases} \quad \text{Equação (17)}$$

2.5.2.7 Rizov (modelo 7)

O modelo de Rizov [167] efetua um estudo analítico de fratura por delaminação em provetes CLS, utilizando a teoria das vigas. A abordagem desenvolvida por este autor é muito conveniente para análises paramétricas da fenda em provetes com multicamadas, onde uma fenda por delaminação foi localizada arbitrariamente ao longo da altura do provete (Figura 59). A resposta mecânica do provete CLS é descrita utilizando uma relação tensão-deformação de leis de dano coesivo. Para comprovar os

resultados obtidos tendo em consideração a não linearidade do material o autor analisou G pela Equação (18).

$$G = \frac{2En_1k_1^{n_1+1}}{(n_1+1)(n_1+2)} \left[\left(\frac{h_1}{2} - z_{1n_1} \right)^{n_1+2} - \left(-\frac{h_1}{2} - z_{1n_1} \right)^{n_1+2} \right] + 4h \frac{E}{n_1+1} \left(\frac{F_C}{2bhE} \right)^{(n_1+1)/n_1} - \frac{2F_C}{b} \left(\frac{F_C}{2bhE} \right)^{1/n_1}, \quad \text{Equação (18)}$$

onde $2l=b$ é a largura da secção do provete, $2h$ é a espessura da secção do provete, h_1 é a menor distância à fenda, E é o Módulo de Young, F_C é a força aplicada, n_1 é o número de camadas, k_1 é a menor flexão do braço com fenda (Equação (19)) e z_{1n_1} distância da frente da fenda ao eixo da linha neutra (Equação (20)).

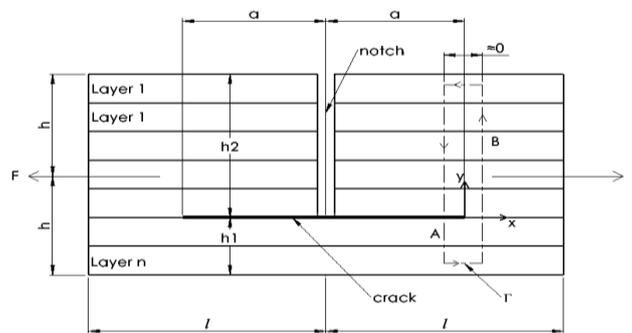


Figura 59 – Geometria e carga de um provete CLS multicamadas CLS (adaptado de [167])

$$k_1 = \frac{12M}{Eb h_1^3}, \quad \text{Equação (19)}$$

$$z_{1n_1} = -\frac{F_C h_1^2}{M 12}, \quad \text{Equação (20)}$$

onde M é o momento fletor.

2.5.2.8 Rhee e Chiu (modelo 8)

Segundo Rhee e Chi [168] um obstáculo para a utilização de matérias compósitos estratificados é a ocorrência da delaminação nas suas camadas por as mesmas não aguentarem cargas normais ao seu plano. O ensaio efetuado por estes autores serviu para a determinação do fator de elasticidade, η_{el} , de um provete estratificado e, partindo deste parâmetro, determinar G_T do mesmo. O provete CLS, não sendo simétrico, é influenciado por fatores geométricos não lineares [162]. Para este ensaio os autores efetuaram uma análise de MEF (Figura 60) de acordo com condições fronteira devidamente estabelecidas por forma a definirem os efeitos da não linearidade geométrica no provete CLS.

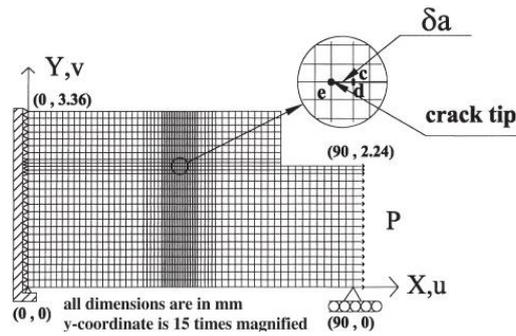


Figura 60 - Malha para método de elementos finitos e condições fronteira [168].

Para a determinação de G_T , os componentes em modo I e em modo II, G_I e G_{II} respetivamente, são calculados através do método do fecho de fenda virtual (TFFV) de acordo com a Equação (21) e Equação (22) [168].

$$G_I = \frac{F_{ey}(v_c - v_d)}{2\delta a}, \quad \text{Equação (21)}$$

$$G_{II} = \frac{F_{ex}(u_c - u_d)}{2\delta a}, \quad \text{Equação (22)}$$

onde δa é o comprimento da fenda, F_x e F_y são forças na direção x e y necessárias a manter o nó e unido, “ u_c ”, “ u_d ”, “ v_c ” e “ v_d ” são deslocamentos deslizantes e abertos no nó c e no nó d na face da fenda, respetivamente. G_T é determinado pela Equação (23).

$$G_T = G_I + G_{II}. \quad \text{Equação (23)}$$

2.5.2.9 Azari et al. (modelo 9)

O trabalho efetuado por Azari et al. [149] baseou-se na caracterização da resistência de um sistema adesivo medindo o envelope de fratura e comparando com os resultados obtidos em juntas comuns tais como SLS e CLS [149]. Foi efetuado o isolamento da porção do provete CLS onde se uniam os aderentes pela camada de adesivo, como se pode ver pela Figura 61.

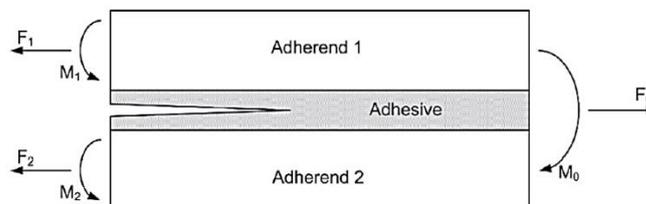


Figura 61 - Fratura no modelo de junta adesiva [149].

O cálculo de G é efetuado pela Equação (24).

$$G = \left[\frac{P_2^2}{2(EA)_2} + \frac{M_2^2}{2D_2} \right] + \left[\frac{P_1^2}{2(EA)_1} + \frac{M_1^2}{2D_1} \right] - \left[\frac{P_0^2}{2(EA)_0} + \frac{M_0^2}{2D_0} \right]. \quad \text{Equação (24)}$$

Os subscritos 1, 2 e 0 correspondem aos elementos aderente de base, aderente de sobreposição e à soma do aderente de sobreposição e de base respetivamente. P e M são respetivamente a força de tração e o momento fletor por unidade de largura nos aderentes na frente da fenda. D é a rigidez à flexão por unidade de largura. O D é calculado através da Equação (25), onde A é espessura do aderente

$$D = \frac{EA^3}{12}. \quad \text{Equação (25)}$$

O cálculo através de envelope de fratura servirá para obter G dos aderentes enquanto estes se mantêm num regime elástico. Caso os aderentes ultrapassem este regime, terá de se optar pelo conceito do integral-J.

2.5.2.10 Grady (modelo 10)

No seu trabalho, Grady [169] descreve dois métodos para estudar a resistência à fratura em juntas CLS. Um é o método de medição de tensões axiais e a outra é o método da *compliance* que segue os princípios da conservação de energia para exprimir G relativamente às cargas aplicadas e às propriedades elásticas do provete. O G_T é calculado pela Equação (26)

$$G_T = \frac{F_C^2}{2b} \frac{dC}{da'}, \quad \text{Equação (26)}$$

onde a *compliance* (C) da fratura é dada pela Equação (27)):

$$C = \frac{\delta}{F_C}. \quad \text{Equação (27)}$$

Para obter cada um dos componentes em modo I e em modo II, Grady [169], socorre-se do trabalho de Wilkins [170] para obter a proporção de G_I relativamente a G_T (Equação (28)).

$$\frac{G_I}{G_T} = 0,235. \quad \text{Equação (28)}$$

Após obtenção de G_I , consegue-se deduzir G_{II} . O sistema de equações em baixo resume o cálculo efetuado Equação (29).

$$\begin{cases} \frac{G_I}{G_T} = 0,235 \\ G_T = G_I + G_{II} \end{cases}. \quad \text{Equação (29)}$$

2.5.2.11 da Silva et al. (Modelo 11)

Pelo trabalho de da Silva et al. [136] foi criado um sistema de equações que permitiu a obtenção das componentes G_I e G_{II} através do valor de G_T obtido pela Equação (26) do trabalho de Grady [169]. O sistema de equações poderá ser visualizado na Equação (30).

$$\begin{cases} \psi = \tan^{-1} \sqrt{\frac{G_{II}}{G_I}} \\ G_T = G_I + G_{II} \end{cases} \quad \text{Equação (30)}$$

2.5.3 Estado da arte do ensaio CLS

Neste ponto do trabalho, são apresentados alguns trabalhos desenvolvidos para o ensaio que se encontra em estudo (CLS). Pela Tabela 8 verificam-se algumas das investigações protagonizadas por diversos autores.

Tabela 8 - Trabalhos desenvolvidos para o ensaio CLS.

Autor/es (Ano)	W. S. Johnson (1986)
Artigo	Stress analysis of the cracked lap shear specimen: an ASTM Round Robin [150]

Liderando um grupo de investigadores, este autor chegou às seguintes conclusões relativamente ao estudo do provete CLS:

- As técnicas de análise analíticas com métodos semelhantes tendem a ter resultados consistentes entre si;
- As teorias de vigas como as utilizadas por Brussat [148] dão uma boa aproximação de G_T no provete CLS. Contudo, estes métodos dão uma previsão muito pobre da relação entre G_I/G_{II} de aderentes com diferenças geométricas;
- Terá de se ter atenção em modelar devidamente o provete por forma a obter os resultados corretos;
 - Uma análise tridimensional mostra a influência da aresta presente na zona de início da junta adesiva. Esta análise permite visualizar uma pequena quantidade de G_{III} a influenciar os resultados;
 - As técnicas de análise geométricas não lineares apresentam resultados mais consistentes com os observados em ensaio experimental, pelo que se consideram ser as ideais para serem utilizadas em estudos do provete CLS.

Autor/es (Ano)	Liyong Tong, Quantian Luo (2008)
Artigo	Analysis of cracked lap shear (CLS) joints [146]

O trabalho deste autor baseou-se na apresentação de modelos analíticos existentes à data para o cálculo de juntas adesivas em provete CLS. Este trabalho resume, de uma forma sucinta, as várias abordagens efetuadas por diversos autores na caracterização de juntas adesivas. Através de dois tipos de abordagem

é efetuada a análise de tensões e previsão de rotura em provete CLS, comparando-os. Os componentes geometricamente não-lineares das juntas sujeitas ao corte são estudados. É analisada a resistência material e a mecânica da fratura segundo o critério de falha. As principais conclusões obtidas deste trabalho poderão ser vistas a seguir:

- Dada a complexidade das juntas, principalmente se os aderentes forem em compósitos laminados, as soluções de forma fechada presentes em diversos ensaios são muito limitadas. Os resultados disponíveis mostram a existência de grandes flexões do aderente de base e de sobreposição o que obriga a realizar simulações numéricas da junta. As formulações analíticas baseadas no modelo de Goland e Reissner [171] apresentam erros à medida que deformações aparecem no adesivo. Estas deformações não são previstas por este modelo;
- As soluções analíticas baseadas em formulações não lineares fully-coupled de Luo e Tong [172] correlacionam-se bem com a geometria não linear da análise por MEF;
- Segundo o autor, na altura em que efetuou este estudo, as soluções analíticas só estavam disponíveis para provetes com aderentes simétricos. Soluções analíticas para provetes encastrado-encastrado ou rolete-encastrado ainda não existiam e para aderentes assimétricos teriam de ser mais estudados.

Autor/es (Ano)	S. Azari, M. Eskandarian, M. Papini, J.A. Schroeder, J.K. Spelt (2009)
Artigo	Fracture load predictions and measurements for highly toughened epoxy adhesive joints [149]

Os autores deste trabalho desenvolveram um método para prever a resistência máxima que juntas adesivas poderão aguentar quando sujeitas a cargas estáticas em provetes CLS e SLS. O adesivo foi caracterizado experimentalmente obtendo-se a taxa crítica de libertação de energia (G_c) e o ângulo de fase da carga em função da forma como esta é aplicada na junta adesiva. As principais conclusões obtidas deste trabalho poderão ser vistas a seguir:

- Comparando a taxa de libertação de energia obtida pelo integral-J com G_c no ângulo de fase correspondente, permitiu obter a resistência máxima do adesivo e estabelecer uma comparação entre diferentes métodos de cálculo;
- Quando se considera na análise a resistência do adesivo durante a propagação da fenda, alcança-se uma boa concordância entre cargas de rotura previstas e experimentais em aderentes de alumínio e de aço. A condição inicial no fim da sobreposição (quebra de aresta ou pré-fenda) não afetou a resistência final da junta devido ao crescimento subcrítico de fendas;
- A resistência da junta aumenta à medida que o módulo de elasticidade do aderente em alumínio ou aço aumenta, devido à relação entre a carga, rigidez e G . No entanto, não foram observadas diferenças na taxa de libertação de energia que possam ser atribuídas ao módulo do aderente;
- Foi verificado que as previsões da carga máxima dos provetes em CLS e SLS (calculados pela taxa de libertação de energia e o rácio de modo misto obtidos após ensaio) são idênticas às observadas nos testes de fratura;

- Devido ao comportamento da curva- R do adesivo, este método só pode ser usado para prever a carga máxima de juntas com sobreposição pelo menos tão grande quanto o comprimento médio de crescimento de fenda subcrítica pois, caso contrário, a zona de progressão de dano na frente da fenda não corresponde à taxa de libertação de energia de deformação em estado estático;
- A tenacidade e a natureza viscoelástica do adesivo utilizado, tornou-o preferível para identificar a carga de fratura crítica durante o ensaio de envelope de fratura do provete.

Autor/es (Ano)	N.V. Datla, M.Papini, J.A.Schroeder, J.K.Spelt (2010)
Artigo	Modified DCB and CLS specimens for mixed-mode fatigue testing of adhesively bonded thin sheets [155].

O trabalho destes autores passou pelo estudo do comportamento à fadiga de juntas adesivas em chapas finas de alumínio utilizando provetes CLS e DCB modificado (ADCB). As experiências foram feitas em provetes ADCB com ângulo de fase 13° , CLS com ângulo de fase 50° e diferentes condições ambientais no local de ensaio. As principais conclusões obtidas deste trabalho poderão ser vistas a seguir:

- O limiar de fadiga é sensível à orientação de enrolamento da chapa utilizada para execução dos provetes;
- O ângulo de fase da carga afetou o limiar da taxa de libertação de energia, G , e a taxa de crescimento da fenda;
- Ensaio à fadiga em ambiente quente e húmido reduziram significativamente o limiar de fadiga em comparação com ensaios efetuados em temperatura ambiente e ar seco.

Autor/es (Ano)	T. Löbel, H. Sonnenberg, D. Holzhüter, C. Hühne (2015)
Artigo	Fatigue evaluation and enhanced shear strain measurements of bonded composite joints [173].

Os autores neste trabalho estudaram o comportamento do crescimento da fenda e da distribuição das tensões de corte sobre condições de carregamento típicas em juntas adesivas de compósitos através de provetes CLS. É apresentada uma nova abordagem da medição de tensões usando um sistema de correlação de imagem digital (CID) que permite de uma forma detalhada investigar a distribuição das tensões de corte na fronteira de junta. As principais conclusões obtidas deste trabalho poderão ser vistas a seguir:

- O teste CLS é uma configuração adequada para estudos de crescimento da fenda por fadiga em juntas adesivas, uma vez que representa de uma forma real uma situação onde a carga dominante é a de corte e permite uma propagação estável e linear das fendas. Os resultados obtidos são úteis para obter dados do material e dar entrada em modelos de análise de fadiga;
- O teste CLS é aplicável ao estudo de juntas adequadas a evitar a propagação de fendas, e existem diversos estudos focados nessa necessidade a decorrer (projeto Bopacs, por exemplo [174]);

- As medições da deformação por CID revelaram-se bastante uteis na investigação da deformação de corte ao longo da camada do adesivo e interessantes na comparação de resultados de outras simulações.

Autor/es (Ano)	M.Y. Shiino, R.C. Alderliesten, M.V. Donadon, M.O.H. Cioffi (2015)
Artigo	The relationship between pure delamination modes I and II on the crack growth rate process in cracked lap shear specimen (CLS) of five harness satin composites [175].

Neste trabalho os autores estudam estruturas compósitas em polímero reforçado com fibras de carbono usadas com o objetivo de diminuição de peso. Segundo os autores, o fabrico de este tipo de estrutura promove descontinuidades com potencial fonte de iniciação ou propagação de delaminação. Assim, é estudada a influência da delaminação em modo I e modo II no processo geral de dano num provete CLS sujeito a cargas cíclicas. Os resultados obtidos das cargas cíclicas foram comparados com uma solução analítica de forma fechada, demonstrando que a delaminação existente tem um ψ constante. As principais conclusões obtidas deste trabalho poderão ser vistas a seguir:

- Neste trabalho os autores demonstram a importância de se efetuar estudos de fractografia. Estes gráficos são baseados nos estudos da propagação da fratura das superfícies em modo puro, que servirão para complementar estudos analíticos de forma fechada. Diferentes formas de analisar o problema poderão promover discrepâncias nos resultados devido ao comportamento do material;
- Apesar da fratura que se dá no eixo do provete indicar que G_I é igual a G_{II} , será necessário efetuar mais análises para averiguar se a intensidade de energia em cada uma das superfícies é igualmente dividida;
- O estado de tensão perto da frente da fenda do provete CLS parece ter cargas de modo I e modo II com comportamento de propagação que não interagem entre si, permitindo identificar cada uma das cargas de delaminação pura que deriva da fenda;
- O rácio constante de G_I / G_{II} é independente da taxa de crescimento da fenda.

Autor/es (Ano)	W. Adebahr, R.Sachse, P. Middendorf, M.Kreutzbruck (2016)
Artigo	Crack growth monitoring at CFRP adhesive bondings [176].

Neste artigo os autores caracterizam uma junta adesiva em polímeros reforçados com fibra de carbono. A iniciação de fendas neste tipo de materiais poderá ocorrer em cargas cíclicas de baixa intensidade. Um método comum de parar esta propagação passa por colocar um inserto no local onde exista a probabilidade de surgir fendas. Os efeitos destes insertos na propagação de fendas em provetes CLS são estudados através de ultrassons e por termografia. As principais conclusões obtidas deste trabalho poderão ser vistas a seguir:

- Usando o efeito termo elástico e de histerese, a termografia permitiu detetar a frente da fenda sem inserto em provete CLS com uma boa qualidade de imagem. No entanto, a área da frente da fenda aparecia muito larga, o que não permitiu determinar a sua verdadeira geometria;
- A termografia não era viável para provetes com inserto devido à alteração da distribuição das cargas provocado pelo próprio inserto;

- A frente da fenda e seu contorno em provetes sem inserto podem ser visualizados através de ultrassons. Supondo que a frente da fenda esteja localizada no meio da amplitude de transição de banda, a determinação do comprimento da fenda é bastante preciso;
- A frente da fenda e seu contorno em provetes com inserto podem também ser visualizados através de ultrassons. Foi comprovada a eficiência do inserto, uma vez que houve uma desaceleração da propagação da fenda antes desta atingir o mesmo.

Autor/es (Ano)	J. Jokinen, M. Kanerva (2017)
Artigo	Analysis of cracked lap shear testing of tungsten-CFRP hybrid laminates [159].

Ensaio desenvolvido para o estudo de provetes CLS com aderentes laminados híbridos, com o objetivo de determinar a resistência à fratura da interface do laminado. O laminado é constituído por tungsténio e plástico reforçado por fibra de carbono (PRFC). O fabrico destes laminados resultam num elevado nível de tensões residuais devido à alta rigidez e à grande incompatibilidade da expansão térmica entre os dois. Neste estudo foi gerado um modelo 3D por MEF e analisado o modelo através do método de TFFV para analisar G na frente da pré-fenda. O estudo do processo de fratura para os dois elementos laminados foi efetuado através de MDC para combinar diversas informações obtidas do VCCT e dos múltiplos dados de tensões obtidas ao longo da experiência. Assim:

- Foi necessária a modelação em 3D por MEF para avaliar G e o ψ dos dados obtidos no ensaio CLS. O método analítico utilizado não conseguiu modelar a deformação apresentada no provete, nem produzir valores confiáveis de tenacidade à fratura quando existiam tensões residuais;
- A validação dos dados obtidos pelo ensaio CLS depende significativamente do nível de tensões residuais e da forma como os laminados se encontram unidos. O ψ e o G de uma fenda observada na fronteira do provete não representam os valores predominantes ao longo da junta, devido ao reajustamento da forma da fenda até chegar à sua frente. Assim os procedimentos tradicionais para calcular G na frente da fenda são inválidos;
- Os dados obtidos pelo ensaio CLS poderão ser melhorados através do uso de instrumentação. Poderão ser utilizados extensómetros nas secções de junta colada para validar modelos de MEF e estimar parâmetros de MDC por forma a avaliar a propagação da fenda para qualquer nível específico de tensões residuais;
- Foi obtida a taxa de energia libertada na interface do laminado com base na taxa média de libertação de energia na frente da fenda, onde as tensões residuais sofreram uma queda de 7,8% em uma condição de modo misto. O efeito das tensões residuais nas arestas é bastante elevado.

Autor/es (Ano)	Majid Azimi, Seyed Sajad Mirjavadi, Seyed Ali Asli, A. M. S. Hamouda (2017)
Artigo	Fracture analysis of a special cracked lap shear (CLS) specimen with utilization of virtual crack closure technique (VCCT) by finite element methods [147].

Este trabalho foi efetuado para estudar o comportamento à delaminação de um par de aderentes aço/compósito num provete CLS seguindo a metodologia MEF e TFFV. Para execução do MEF tomou-se em consideração G , a carga de delaminação e a análise do ciclo de fadiga. Foram usados critérios da mecânica da fratura linear elástica para validar os resultados obtidos pela simulação. Para execução da comparação de três diferentes tipos de análise, procedeu-se à recolha de dados dos parâmetros taxa efetiva de libertação de energia, estado da ligação, tempo até a ligação falhar e abertura da ligação após a frente da fenda. Foi efetuada, através de TFFV e MEF, uma análise à delaminação de um provete CLS, validando os resultados e discutindo os resultados obtidos. As principais conclusões obtidas deste trabalho poderão ser vistas a seguir:

- Características relacionadas com a mecânica da fratura, tais como taxa efetiva de libertação de energia, estado da ligação, abertura após a frente da fenda, foram comparadas umas com as outras;
- Existe uma boa convergência da taxa de libertação de energia (G_c) entre os modos I, II e III; tal como os dados obtidos entre G_c e a análise DCF para obter o G_{TOT} ;
- Procedeu-se à comparação entre análise G_c , DCF e a metodologia analítica proposta por Tong e Luo [146] para obter os valores de G_{TOT} e o rácio G_I/G_{II} ;
- No decorrer do trabalho foram obtidos gráficos que permitem a validação da delaminação do provete CLS pela abordagem TFFV no MEF.

Autor/es (Ano)	Victor Rizov (2018)
Artigo	Analytical study of elastic-plastic fracture in the crack-lap shear multilayered beam configuration [177].

Estudo analítico de fratura por delaminação em provetes multicamadas para ensaio CLS tendo em conta a não linearidade material. Uma fenda encontra-se localizada arbitrariamente ao longo da altura da junta e assume-se que a resposta mecânica do provete CLS poderá ser descrita usando a relação tensão-deformação. Neste ensaio cada camada tem constantes materiais diferentes, relação tensão-deformação e espessuras correspondentes. As principais conclusões obtidas deste trabalho poderão ser vistas a seguir:

- Foi aplicada a teoria de vigas neste estudo, mas as fraturas com comportamento não linear foram analisadas pelo integral-J. Para verificar os dados obtidos, o cálculo de G tem em consideração a não linearidade do material;
- As propriedades do material e a localização da fenda afetam o comportamento não linear da fenda;
- A análise revela que o valor do integral-J aumenta quando se tem em conta a não linearidade do material e decresce com o aumento da espessura do aderente base (a não linearidade do material deverá ser tomada em conta na altura do projeto de junta);
- As soluções obtidas neste trabalho permitirão a otimização de provete multicamadas CLS relativamente à fratura;

- O presente estudo contribuiu para a compreensão da fratura em provetes multicamadas com comportamento de material não linear.

Autor/es (Ano)	I. Floros, K. Tserpes (2019)
Artigo	Fatigue crack growth characterization in adhesive CFRP joints [178].

Trabalho realizado para estudar o comportamento do crescimento de fendas de fadiga em juntas adesivas de aderentes constituídos por plástico reforçado por fibras de carbono para estruturas leves. O ensaio DCB foi utilizado para avaliar o comportamento em modo I, o ensaio ENF para o modo II e o CLS para o modo misto. Dos ensaios à tenacidade à fratura em modo I e modo II são derivadas as equações da Lei modificada de Paris. As principais conclusões obtidas deste trabalho poderão ser vistas a seguir:

- Este trabalho caracterizou o comportamento do crescimento por fadiga de fendas em adesivos para indústria aeroespacial;
- O crescimento da fenda nos provetes DCB é mais estável e mostra uma dispersão menor ao longo dos diferentes provetes, ao contrário do observado nos provetes ENF;
- Os provetes DCB obtiveram roturas coesivas, enquanto os provetes ENF sofreram roturas adesivas devido à estabilidade do crescimento de fenda dos provetes DCB;
- Para o ensaio em provetes CLS, a propagação da fenda aumenta de forma linear com o número de ciclos;

Os resultados obtidos neste estudo fornecem uma caracterização experimental total do comportamento do crescimento da fenda à fadiga muito útil no desenvolvimento e validação de modelos de simulação.

2.6 Modelos de dano coesivo

Ao longo dos anos, as técnicas de previsão da resistência dos adesivos têm-se tornado cada vez mais confiáveis e precisas. Destas técnicas destacam-se duas abordagens: analíticas e numéricas. As técnicas analíticas destacam-se por serem capazes de obter o estado de tensão em estruturas adesivas através de suposições simplificadas relativas à geometria da junta, carga e condições de fronteira analisando o comportamento desta no domínio elástico [179]. No entanto, as técnicas analíticas têm vindo a ser preteridas a favor de técnicas numéricas. As técnicas numéricas superam algumas limitações das analíticas, e possibilitam incluir nos seus estudos alguns efeitos tais como a não linearidade do adesivo e dos aderentes ou considerar não-linearidades geométricas [180]. O método numérico mais comum no campo da caracterização dos adesivos é o MDC, que se baseia-se no MEF [180, 181].

Os MDC são a evolução mais importante na área da Mecânica da Fratura, pois, são largamente utilizados para simular a iniciação e propagação de fraturas em sólidos e é uma alternativa a modelos que utilizam uma pré-fratura do provete. Num provete com

fratura, a zona coesiva é a área entre duas superfícies separadas, mas continuam suficientemente próximas entre si e se situam na frente da fratura. Este modelo tem vantagens relativamente a outros métodos convencionais da Mecânica de Fraturas [182]:

- É útil a prever o comportamento de estruturas sem fraturas bem como estruturas que contenham entalhes;
- Ao contrário de outros métodos a dimensão da zona não linear necessária não é desprezada;
- Mesmo para materiais frágeis, os outros métodos necessitam da presença de uma pré-fratura, ao contrário do MDC;
- O MDC enquadra-se no conceito de estrutura com interfaces [182].

O conceito de MDC apresentado pela primeira vez por Barenblatt [183] e por Dugdale [184] tem sido utilizado para a previsão da resistência de juntas adesivas e são um complemento às análises efetuadas por MEF cujas simulações permitem verificar o crescimento das fraturas tendo em conta princípios energéticos [185]. O conceito de estes autores descreve o impacto causado por cargas estáticas na zona de propagação de dano imediatamente após a frente aparente da fratura, estabelecendo leis de tração-separação (designadas leis coesivas) modelando regiões finitas ou interfaces.

Ao longo dos anos este conceito têm vindo a ser refinado e testado para simular o início e propagação de fraturas em problemas de falha coesiva, interfacial e delaminações de materiais compósitos [186].

2.6.1 Leis de dano coesivo

No MDC pressupõem-se que, na zona de propagação de dano que se encontra imediatamente à frente da fratura, apareçam micro fraturas e de vazios que mais tarde se fundem com a fratura principal. Todos estes processos microscópicos dissipam energia. Esta dissipação de energia é modelada usando uma relação entre tração coesiva e separação [187]. A formação da fratura é considerada um processo gradual onde a separação das superfícies decorre ao longo da zona de propagação de dano ou zona coesiva e sofre oposição das forças de coesão (Figura 62). A força de tração vai diminuindo à medida que a separação entre duas superfícies vai aumentando, até atingir zero. Este processo é simulado em MDC através das leis coesivas (Figura 63) [188].

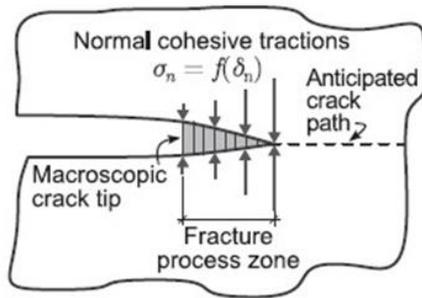


Figura 62 - Ilustração da zona coesiva da fenda arbitrária de um corpo [188].

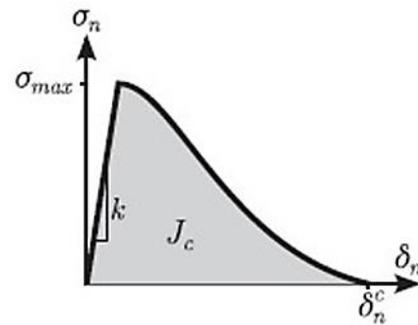


Figura 63- Lei coesiva mostrando a relação entre a tração normal (σ_n) e o correspondente afastamento (δ_n) ao longo da zona de fratura [188].

Segundo Pardoen et al. [189], as leis MDC são estabelecidas entre nós emparelhados de elementos coesivos e podem ser usadas para conectar nós sobrepostos de elementos, representando diferentes materiais ou diferentes camadas em compósitos, para simular uma interface de espessura zero (abordagem local, Figura 64) ou, conforme discutido por Xie e Waas [190], podem ser aplicados diretamente entre dois materiais sem contato para simular uma camada fina entre eles, por exemplo para simular uma ligação adesiva (abordagem contínua, Figura 65), [186].

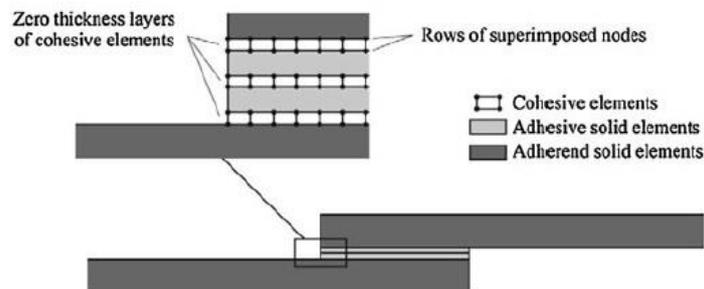


Figura 64 – Elementos coesivos para simular espessura zero no caminho de falha (abordagem local) em juntas adesivas [186].



Figura 65- Elementos coesivos para simular espessura zero no caminho de falha (abordagem contínua) em juntas adesivas [186].

Estas leis simulam a evolução das tensões e em consequência o amaciamento da ligação até à rotura, que corresponde à degradação do material. Estas leis são usualmente representadas por relações lineares para cada um dos estágios de carga [191]. É recomendado ajustar o formato das leis MDC para se adaptar ao comportamento da

camada fina de material ou da interface que se está a simular [185]. Relações entre o deslocamento efetivo e a tração efetiva definem diversas relações coesivas [192], tais como triangular ou bilinear (Alfano e Crisfield [193], Alfano [194]), linear-parabólica (Allix e Corigliano [195]), polinomial (Chen [196]), exponencial (Chandra et al. [197]) e trapezoidal (Kafkalidis e Thouless [198], Campilho et al. [199]), existentes para simular determinado comportamento do material após este ter ultrapassado o seu limite elástico [200]. Estas relações coesivas poderão ser visualizadas pela Figura 66 e pela Figura 67.

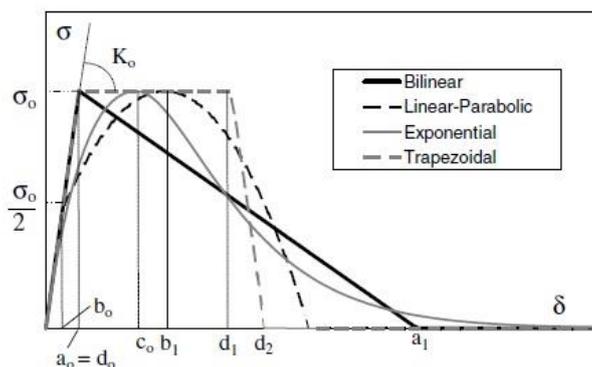


Figura 66 – Relações coesivas [194].

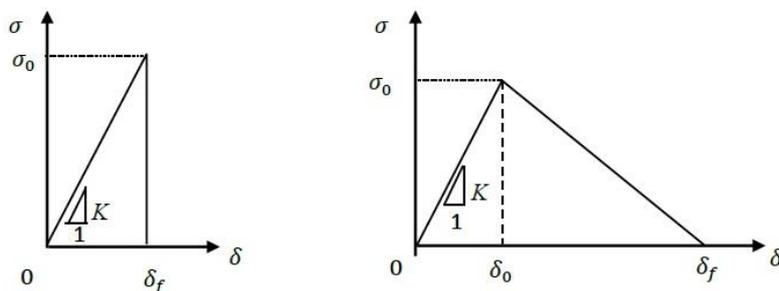


Figura 67 – Relação coesiva Triangular ou Bilinear [201]

As leis MDC são baseadas nas relações entre tensão coesiva em tração e corte (t_n e t_s , respetivamente) com o deslocamento relativo à tração e ao corte (δ_n e δ_s , respetivamente) que ligam nós homólogos dos elementos coesivos [202]. Dependendo da natureza do material ou da interface a ser simulada, as leis coesivas podem assumir diferentes formas geométricas, permitindo assim uma previsão mais precisa da resistência da junta [185]. Juntas coladas por adesivos dúcteis são bastante influenciáveis pela geometria da lei coesiva. Para além disso, quanto menor o comprimento de sobreposição, maior é a influência da geometria do MDC, enquanto a influência da geometria do MDC pode ser negligenciada para adesivos frágeis sem comprometer a precisão da previsão da resistência [185]. Os MDC, utilizados em simulações MEF, permitem atingir resultados mais precisos, devido às diversas formas geométricas que os modelos de dano coesivo podem utilizar, da natureza do material e

da sua interface [99], e permitem também incluir múltiplos caminhos de falha em diferentes regiões dos materiais ou entre interfaces.

O início de uma análise por MDC passa por estabelecer uma geometria da lei coesiva de acordo com o material a ser utilizado, bem como, determinar os valores da taxa de libertação de energia à tração e ao corte (G_I e G_{II} , respetivamente) ao longo do caminho da fratura e os respetivos valores críticos (G_{IC} e G_{IIC}). As tensões coesivas à tração e ao corte (t_n e t_s , respetivamente) são necessárias e relacionam-se com o início do dano, ou seja, o fim do comportamento elástico. As formas utilizadas nas MDC e seus parâmetros variam com a espessura do adesivo. De facto, para valores pequenos poderá ser usada uma forma triangular e para valores maiores uma forma trapezoidal [185]. Pela Figura 68 podem-se verificar dois estágios de desenvolvimento de uma fenda onde a seta vermelha identifica o comprimento da zona de dano (l_{cz}) e a seta amarela identifica o comprimento do provete ou da sua linha de ligação que não se encontra danificado (l_R).

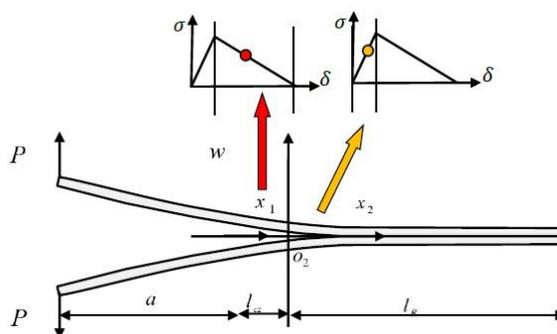


Figura 68 – Identificação dos comprimentos da zona de dano e da zona não danificada na respetiva forma da lei coesiva [203].

2.6.2 Determinação dos parâmetros coesivos

A precisão dos modelos de dano coesivo é altamente dependente da caracterização correta das leis coesivas à tração e ao corte puro, pois os dados terão de ser inseridos nas simulações para modelar o comportamento dos adesivos [204]. Os principais parâmetros das leis coesivas a serem introduzidos nos modelos numéricos são as resistências coesivas à tração (t_n^0) e ao corte (t_s^0) e os valores críticos da taxa de libertação de energia em tração (G_{IC}) e ao corte (G_{IIC}) [179].

Estão disponíveis diferentes técnicas para caracterização de parâmetros coesivos: a técnica de identificação de propriedades, o método inverso e o método direto. Estes métodos baseiam-se em ensaios com provetes de DCB, ENF e JSS [205-207].

2.6.2.1 Método de identificação de propriedades

O método de identificação de propriedades consiste em caracterizar individualmente cada um dos parâmetros MDC através de testes adequados. Este é particularmente

crítico quando usado em ensaio de adesivo maciço devido aos desvios de propriedades coesivas reportadas entre adesivo maciço e camada de adesivo fino [208]. Isto é provocado pelos efeitos dos constrangimentos causados pelas tensões entre os aderentes e o adesivo, e pela típica propagação em modo misto de fendas em juntas adesivas [209]. É um método simples, mas as diferenças nas propriedades coesivas entre adesivos e os aderentes não são contabilizadas, o que pode resultar em previsões erradas [210].

2.6.2.2 Método inverso

O método inverso é baseado na estimativa dos parâmetros coesivos através da execução de iterações de ajuste entre os resultados obtidos em MEF com dados experimentais (compara a curva $P-\delta$ dos testes de fratura em modo puro, com os respectivos resultados experimentais) até se alcançar uma boa concordância entre eles [129, 200]. Esta técnica baseia-se no carácter único das leis MDC de tração ou corte das camadas adesivas [129], o que torna os parâmetros MDC obtidos por este método indicadores válidos do comportamento do adesivo [204].

Tanto pelo método de identificação de propriedades como pelo método inverso, o estudo inicia-se pelo assumir do formato de uma lei coesiva para simular um material específico, tentando replicar o seu comportamento plástico [211].

2.6.2.3 Método direto

Em oposição aos métodos anteriores, o método direto estima a lei coesiva de um material específico ou interface a partir dos dados experimentais dos testes à fratura obtidos em ensaios DCB ou ENF [208]. Com este propósito, o protocolo usado para este ensaio normalmente necessita de quantificar parâmetros adicionais tais como tensões normais ou de corte na frente da fenda. A estimativa das leis coesivas consiste na diferenciação das curvas de taxa de libertação de energia à tração (G_I) e ao corte (G_{II}) com a respetiva abertura da fenda à tração (δ_n) e ao corte (δ_s) [129, 209]. Embora seja obtida a forma precisa da lei coesiva, é normal, para fins de simplificação, aproximar a mesma a formas parametrizadas [129].

Independentemente dos métodos de identificação de parâmetros é expectável ocorrerem desvios entre as quantidades previstas dos parâmetros coesivos e o comportamento real da junta adesiva [126]. Ao contrário do método de identificação de propriedades, os métodos inversos e diretos fornecem estimativas mais precisas, pois o adesivo pode ser caracterizado sob condições de restrição idênticas às aplicações reais [189], mas é pelo método direto que se obtêm os resultados mais precisos devido à obtenção das leis coesivas reais. O método direto é o método recomendado para previsão de resistência devido a possibilitar uma caracterização mais completa das camadas adesivas, precisão e repetibilidade dos resultados obtidos [209].

2.6.3 Modelação de juntas

Neste capítulo do trabalho serão descritos estudos efetuados por alguns investigadores. Estes estudos permitiram definir procedimentos para validação de modelos de dano coesivo e permitiram comparar os valores experimentais e numéricos para aferição das técnicas numéricas.

2.6.3.1 Ensaios de fratura em modo puro

A caracterização do comportamento à fratura de juntas adesivas quando sujeitas a cargas terá de ser efetuada para possibilitar a previsão do seu comportamento. Nas técnicas de MDC esta previsão envolve a estimativa do envelope de fratura, o que obriga ao conhecimento do comportamento da junta quando sujeita a modo misto. Vários são os autores que se têm debruçado no estudo de juntas sujeitas a cargas em modo puro, como se pode verificar pela Tabela 9.

Tabela 9 - Ensaios à fratura em modo puro.

Teixeira et al. [212]

Trabalho realizado para efetuar comparação entre ensaios DCB e TDCB na obtenção de G_{IC} em juntas adesivas cujos adesivos apresentam ductilidade distinta. Numa primeira fase, foram considerados diferentes métodos de redução de dados e comparados os resultados entre ambos os ensaios. O estudo numérico foi realizado considerando uma análise efetuada por MDC com lei triangular, que permitiu obter a curva $P-\delta$ e assim reproduzir o comportamento da junta adesiva. Foi descoberto que para cada um dos tipos de adesivos se poderia aplicar a respetiva lei de MDC traduzindo melhor os resultados obtidos em ensaio experimental. Para cada uma das condições de teste (geometria e adesivo) as leis MDC mostram uma boa repetibilidade. Foi demonstrado que o ensaio TDCB é uma opção válida somente para adesivos frágeis, enquanto o ensaio DCB é preciso e aceitável para estimar G_{IC} de todo o tipo de adesivos.

Fernandes e Campilho [204]

Trabalho experimental efetuado para a avaliar G_{IC} e as leis de MDC em três adesivos com ductilidade distinta. Este estudo baseou-se em ensaios à fratura DCB pelo método direto. A obtenção das leis MDC por análise numérica permitiu definir a lei MDC que melhor se adequava a cada um dos adesivos. Para adesivos que não são muito dúcteis o comportamento durante o crescimento da fenda pode ser corretamente modelado por qualquer uma das formas das leis de MDC. A iniciação da fratura pode ser antecipada usando leis MDC exponenciais lineares. O estudo do efeito dos parâmetros do MDC revelou que a resistência coesiva afeta principalmente a carga máxima e a tenacidade até esse valor, enquanto G_{IC} influencia a carga máxima e o comportamento durante o crescimento da fenda. Estes efeitos são independentes do tipo de adesivo.

Machado et al. [213]

Estudo efetuado para descrever a dependência da energia de fratura em modo I (em laminados de plástico reforçado com fibra de carbono) através dos parâmetros, taxa de deformação e temperatura. No ensaio experimental foi utilizado o ensaio DCB para quantificar G_{IC} sendo utilizados três métodos de redução de dados que servirão de comparação com os dados obtidos após terem sido criados os MDC. Deste estudo resulta que, quanto maior for a temperatura, maior é o valor de G_{IC} . Por outro lado, para propagação de fendas estabilizada, todos os valores de energia de fratura são superiores aos do início da propagação. Os valores da energia de fratura obtidos pelos diferentes métodos de redução de dados são semelhantes. Finalmente, as propriedades mensuráveis dos elementos coesivos utilizados para validar os MEF estão em concordância com os dados experimentais.

Fernandes e Campilho [214]

Estudo efetuado para avaliar G_{IIC} e as leis de MDC para três adesivos com diferentes ductilidades, utilizando o ensaio ENF e caracterizando o comportamento à fratura através do Integral-J. A média dos valores de G_{IIC} foi comparada com trabalhos de outros autores e foi encontrada uma boa correspondência, onde as leis MDC obtidas refletem as diferentes ductilidades entre os adesivos. O estudo por simulação em MEF foi conduzido para confirmar qual a lei de MDC que melhor caracterizava cada um dos adesivos melhorando assim a caracterização destes.

Figueiredo et al. [215]

Este estudo procurou entender a influência da espessura na previsão do G_{IIC} em juntas adesivas e nas leis de MDC em estruturas de compósito através do ensaio ENF, tendo em conta diferentes espessuras de adesivo. Foram utilizados quatro métodos de redução e os respectivos resultados comparados. Pela utilização da técnica inversa para estimar as leis MDC foi demonstrado que, para um ensaio ENF obtém-se um conjunto de parâmetros únicos para caracterizar o ensaio. A metodologia deste estudo poderá ser utilizando em juntas com espessuras iguais.

Li e Li [203]

Trabalho realizado para determinar as características ao longo da zona coesiva de um provete em ensaio DCB quando submetido a cargas em modo I. Foram estudadas duas leis tração-separação bi-lineares, uma com rotura catastrófica quando se atinge a resistência coesiva, e a outra com amaciamento progressivo até à rotura. Da primeira lei foram derivadas duas soluções analíticas que se encaixam bem no grupo de soluções existentes. Relativamente às soluções analíticas existentes atualmente as obtidas neste trabalho forneceram uma melhor correlação com os resultados obtidos por MEF na maioria dos casos. Foi derivada uma equação transcendental de tração bilinear bem como foi apresentado um método gráfico para identificar o comprimento da zona coesiva. Foram avaliadas teoricamente correlações entre os parâmetros da lei coesiva para as duas leis de tração. Para a primeira lei os parâmetros força, rigidez e energia de fratura encontram-se correlacionados entre si não podendo avaliar o efeito individual de cada um deles na zona coesiva. A lei bilinear pode ultrapassar essa desvantagem com eficácia. Quaisquer dois parâmetros poderão ser mantidos como variáveis em simultâneo e estudar os efeitos do terceiro

parâmetro na variação do comprimento da zona coesiva. A rigidez foi definida para um valor alto para se obter uma análise numérica da falha progressiva razoável. Este trabalho garante que a correlação entre o comprimento do elemento coesivo com o comprimento da zona coesiva pode ser estudada para ambas as leis usando métodos teóricos e numéricos.

Machado et al. [216]

Estudo efetuado para avaliar a influência da temperatura e da taxa de deformação na energia de fratura G_{IIC} em laminados de compósito. Os dados obtidos serviram para estimar as leis coesivas ao corte dos laminados, cujos parâmetros coesivos foram posteriormente comparados com os dados obtidos experimentalmente. Chegou-se à conclusão que, nas taxas de deformação em estudo, G_{IIC} aumenta com a temperatura. Quanto maior for a temperatura maior é o G_{IIC} . Para diferentes taxas de deformação e gamas de temperatura foi identificado um comportamento semelhante ao longo da propagação da fratura. Os métodos de cálculo do G_{IIC} , tais como *compliance-based beam method* (CBBM), *corrected beam theory* (CBT) e *compliance calibration method* (CCM), utilizados para obter G_{IIC} , forneceram resultados similares. No entanto, foi o método CBBM que obteve o valor de G_{IIC} mais elevado. Foi o método CCM que apresentou o valor de G_{IIC} menor devido ao processo de ajustamento da função polinomial $C=f(a)$. As propriedades elásticas obtidas neste trabalho foram usadas para validar a estimativa obtida pelas leis MDC. Os dados obtidos revelam-se semelhantes com os dados obtidos experimentalmente.

2.6.3.2 Ensaios de fratura em modo misto

Em situações reais, as juntas adesivas não estão sujeitas a esforços de modo puro, já que sofrem a influência de diferentes conjugações de cargas a atuarem em conjunto. Nos MDC, os ensaios em modo puro permitirão construir o envelope de fratura que permitirá aos ensaios de modo misto caracterizar o comportamento à fratura dos adesivos. Trabalhos de diversos autores têm-se dedicado ao estudo do comportamento em modo misto de diferentes configurações de cargas aplicadas em diversos tipos de provetes, como se pode ver pela Tabela 10.

Tabela 10 - Ensaios à fratura em modo misto.

Xu e Wei [217]

Trabalho efetuado para avaliar a influência da espessura do adesivo nas propriedades coesivas e na resistência geral de JSS com aderentes metálicos. Foi utilizado um MDC para simular juntas com diferentes espessuras de adesivo. Foi desenvolvida uma abordagem teórica para determinar os parâmetros coesivos, que foram comparados com outros exemplos numéricos por forma a demonstrar a dependência geral da espessura do adesivo relativamente à resistência da junta. A variação dos parâmetros coesivos e da resistência geral com diferentes espessuras de adesivo é influenciada pelas características intrínsecas do adesivo e é visualizada pela forma bilinear obtida pela lei coesiva. Foi demonstrado que os parâmetros coesivos e a resistência geral das juntas adesivas em aderente metálico são muito dependentes da espessura do adesivo e das variações da resistência geral resultantes das várias espessuras.

Oliveira et al. [218]

Estudo efetuado para prever a influência da espessura do adesivo, no G_I , G_{II} e envelope de fratura de uma junta adesiva quando submetida a um esforço de modo misto, utilizando modelos de dano coesivo e ensaiando em SLB. Após execução dos ensaios em modo puro DCB e ENF para encontrar os dados necessários para determinação da fratura envelope, chegou-se à conclusão que a função $\alpha=2$ seria a ideal para caracterizar o envelope de fratura e que, para adesivos dúcteis, G_c varia muito com a sua espessura de adesivo, o que se terá de levar em conta na previsão de resistência de juntas adesivas.

Tauheed e Datla [219]

O objetivo deste trabalho passou por extrair as leis coesivas de uma junta adesiva em compósito usando o método direto para prever o comportamento de juntas sujeitas a cargas de modo misto. São usados ensaios à fratura DCB e ENF para obter o modo I e modo II, respetivamente. Pelos ensaios experimentais pode-se obter a forma bilinear da lei coesiva que foi analisada por um modelo de MEF baseado em MDC para prever a rotura de uma JSS sujeita a carga mista. As previsões por este modelo estão em concordância com o verificado experimentalmente, o que valida o modelo numérico utilizado.

Nunes e Campilho [220]

Este estudo pretendeu estudar o comportamento à fratura de três adesivos com diferente ductilidade através do ensaio de modo misto ATDCB. O estudo compreendeu componente experimental e análise numérica por MDC. Os dados obtidos em ensaio tiveram pouca dispersão e revelaram uma boa repetibilidade, permitindo identificar os parâmetros de construção do envelope de fratura, nomeadamente G_I e G_{II} . A baixa dispersão dos valores de G_I e G_{II} permitiu identificar, através do envelope de fratura, o melhor critério de propagação de fratura em modo misto a usar para cada um dos adesivos. Numericamente foi possível reproduzir os resultados experimentais, apesar de alguma inconsistência num dos adesivos testados. No entanto, esta inconsistência não afetou os dados obtidos para G_I e G_{II} . Os dados obtidos poderão ser assim usados para prever a resistência de juntas quando sujeitas a cargas de modo misto através de leis MDC.

Hosseini-Toudeshky et al. [221]

Neste trabalho foi efetuada uma nova abordagem em MDC ao estudo e previsão de dano provocado numa junta adesiva por cargas cíclicas em modo misto. As características principais deste novo método são o facto de este ser independente dos métodos experimentais atualmente utilizados e de necessitar de um menor tempo de computação do seu modelo. Para efetuar esta nova abordagem foi utilizado o *software* ABACUS/CAE com uma sub-rotina criada para o efeito (*USDFLD - user-defined field*) para cálculos por elementos finitos e que resultou em dados semelhantes aos utilizados pelo mesmo *software*, mas pelo método TFFV.

Santos e Campilho [144]

Os objetivos deste trabalho passaram por analisar a fratura em modo misto de uma JSS pelo ensaio SLB, comparar e validar diferentes métodos de redução de dados, selecionar o envelope de fratura para cada um dos adesivos e, por fim, validar numericamente o critério de MDC escolhido para prever o comportamento da junta adesiva. Ao nível experimental foram obtidos dados com uma boa repetibilidade entre os provetes com o mesmo adesivo. Para G_I os dados obtidos em todos os cenários revelam resultados aproximados, tal como para G_{II} . Os dados obtidos experimentalmente em modo misto são comparados com envelopes de fratura com diferentes parâmetros α , tendo também em consideração os dados obtidos nos ensaios DCB e ENF para obter G_{IC} e G_{IIC} , respetivamente. Os ensaios experimentais foram numericamente replicados e validados através do MEF pelas leis de MDC para cada um dos adesivos, obtendo-se uma tendência semelhante à dos modelos de redução de dados. Numericamente, a utilização do envelope de fratura confirma como aceitável a utilização dos expoentes α definidos experimentalmente. Em resultado deste trabalho foi estabelecido para cada um dos adesivos o critério de dano em modo misto mais adequado. Consequentemente, foi obtida a respetiva previsão da resistência de uma junta genérica em condições de carga em modo misto.

2.6.3.3 Juntas usadas em aplicações reais de modo misto

A escolha da geometria de junta a ser usada depende sempre do tipo de adesivo que se pretende utilizar, ou seja, quanto menor a resistência e a ductilidade do adesivo, mais aceitável é a utilização de geometrias de junta que estejam sujeitas a grandes variações de tensões. Pelo contrário, para adesivos com maior resistência e fragilidade, é recomendada a utilização de geometrias de juntas que conduzam menores gradientes de tensões [27]. Vários são os autores que apresentam diversos estudos baseados em MDC relativos à geometria de junta, como se poderá verificar pela Tabela 11.

Tabela 11 - Estudos relativos à geometria de junta.

Campilho et al. [222]

Trabalho efetuado para criação de um modelo numérico para estudar o comportamento de juntas adesivas de reparação do tipo chanfro interior em laminados de carbono-epóxico, com diferentes ângulos de chanfro. Foram utilizadas diferentes leis coesivas para simular o comportamento da junta em diferentes ângulos. Estas leis coesivas foram pré-determinadas pelo método inverso, após obter G_{IC} e G_{IIC} através dos ensaios DCB e ENF, respetivamente. De seguida, foram estimados os restantes parâmetros das leis de modo puro utilizando um método iterativo entre os resultados obtidos numericamente e experimentalmente. O comportamento em modo-misto deste tipo de juntas foi simulado por um critério adequado e os resultados obtidos numericamente foram comparados aos obtidos experimentalmente. Foi obtida uma boa correspondência entre os dados obtidos. Concluiu-se assim que a metodologia utilizada neste trabalho pode ser utilizada para prever o comportamento mecânico deste tipo de estruturas.

Liao e Huang [223]

Neste trabalho pretendeu-se analisar numericamente por MEF os efeitos do tipo de adesivo e da geometria da junta *double scarf joint* (DSJ) em falhas de modo misto quando sujeita a cargas de tração. Foi assumida a falha coesiva no adesivo e um formato bilinear de MDC. Os resultados numéricos demonstraram que as cargas coesivas em modo I e em modo II no seu conjunto tiveram contribuições diferentes para a carga de tração final. Para além disso, as energias de fratura crítica destes modos determinaram a energia necessária para rutura da junta DSJ, mas com diferentes taxas de influência. Para identificação da contribuição de cada um dos modos de falha para a carga de tração final e da energia de falha da junta DSJ foram apresentadas expressões matemáticas. À medida que a espessura do adesivo aumenta, a distribuição de dano torna-se mais uniforme. O ângulo da junta e a espessura do adesivo atuam simultaneamente na falha em modo misto.

Campilho et al. [211]

Este trabalho permitiu avaliar a influência do formato da lei de MDC na previsão da resistência de uma JSS. Este estudo envolveu diferentes combinações geometria/adesivo. Foram considerados JSS com adesivos frágeis e dúcteis, e diferentes comprimentos de sobreposição. Os resultados mostraram uma tendência entre diferentes tipos de adesivos em função do comprimento de sobreposição. Adesivos frágeis resultam numa pequena melhoria da carga máxima suportada em função do comprimento de sobreposição e falham na extremidade da junta. Juntas com adesivos dúcteis demonstram uma melhoria da sua resistência à medida que o comprimento de sobreposição aumenta, mas levam ao aumento da plasticidade do adesivo o que o fragiliza. O formato da lei MDC utilizada variou com o tipo de adesivo, para permitir modelar corretamente o seu comportamento. No entanto, observou-se que a influência da forma poderia ser negligenciada para adesivos frágeis sem comprometer a precisão dos seus resultados, enquanto para adesivos dúcteis isso não poderia ocorrer. Por outro lado, quanto menor o comprimento de sobreposição e a ductilidade do adesivo maior é a influência da forma da lei do MDC.

Liao e Huang [224]

Este estudo permitiu avaliar numericamente os efeitos dos parâmetros coesivos de falha de modo misto na progressão de falha de uma junta *double-scarf adhesive joint* (DSAJ) sujeita a um ensaio de tração, através do *software* ABACUS. Esta análise numérica, permitiu obter uma expressão de normalização dimensional das propriedades dos adesivos, bem como, analisar a performance mecânica da junta através das forças coesivas e da energia crítica de fratura no modo I e modo II. Através da expressão de normalização foram construídos diferentes cenários para o estudo das propriedades dos adesivos. A energia crítica de fratura no modo I e modo II têm valores diferenciados a promover a falha da junta. Os resultados demonstram que a distribuição do dano é maior no meio da junta do que nas arestas por causa da geometria da mesma. O nível de dano provocado pela carga de tração final em juntas dúcteis é inferior e mais uniforme, o que demonstra que o nível de dano entre adesivos frágeis e dúcteis é diferente.

Campilho et al. [225]

Estudo efetuado para verificar qual valor do parâmetro α que faz a melhor previsão da propagação da fenda em modo misto de juntas adesivas. Para este propósito foram efetuados testes em modo puro e em modo misto por forma a construir o respetivo envelope de fratura para três tipos de adesivos. As curvas-R obtidas permitiram estimar os pontos que serviram de base à construção dos envelopes de fratura. Os pontos obtidos vieram revelar que para diferentes valores de α o comportamento em modo misto era variável. Para validar estes dados era necessário efetuar ensaios em juntas JSS e JSD, no entanto estudos experimentais de outros estudos vieram demonstrar que o comportamento da junta estaria dependente do tipo de adesivo e do comprimento do aderente de sobreposição. Diversas simulações foram efetuadas com α e cargas variáveis para depois serem comparadas com os dados de outros estudos. Em conclusão este trabalho possibilitou através de MDC, estimar o parâmetro α mais aceitável para prever a propagação da fratura em juntas no modo misto.

Guo et al. [226]

Neste trabalho foi efetuada uma análise numérica de JSS em aderentes com diferentes perfis de indentações. Os diferentes perfis de indentações promovem variações na espessura de adesivo. A capacidade de carga e as respostas interfaciais da JSS foram estudadas por MDC num *software* de MEF. Foram também estudados o efeito da geometria das indentações, o tipo de adesivo, os defeitos e a distribuição dos danos na região interfacial. Assim a indentação na zona de sobreposição do adesivo resulta num gradiente da espessura do adesivo ao longo do seu comprimento. Por outro lado, as JSS com indentações circulares têm uma capacidade de carga superior às JSS com indentações triangulares. Tanto a carga final como a energia de fratura aumentam com o aumento da profundidade das indentações. A remoção de defeitos na JSS permite melhorar a resistência promovida pelas indentações. Os resultados deverão ser úteis para o estabelecimento de novas estratégias de criação de juntas adesivas.

Campilho et al. [227]

Este trabalho consistiu numa análise numérica por um *software* de MEF que permitisse prever a influência de diferentes formatos de reparação de junta (sobreposição simples e dupla) em laminados compósitos na sua resistência à tração. O recurso a chanfros da junta de sobreposição, o preenchimento da face exposta da junta de sobreposição por adesivo, o preenchimento dos espaços vazios entre aderentes com adesivo, a utilização de arredondamentos, diferentes configurações e de dimensões no fim das juntas de sobreposição entre outras, foram algumas das configurações ensaiadas. A validação deste modelo foi efetuada por comparação com trabalhos experimentais já apresentados. Este trabalho demonstrou que a correta configuração da junta permite o aumento da sua resistência, tanto em configuração de sobreposição simples como dupla.

DESENVOLVIMENTO

- 3.1 Trabalho experimental
- 3.2 Análise numérica por MDC
- 3.3 Validação dos critérios de propagação

3 DESENVOLVIMENTO

Neste capítulo da tese descreve-se o trabalho experimental e numérico realizado, levando em consideração várias especificações definidas para o desenvolvimento da tese e seguindo procedimentos rigorosos com fundamentação científica.

3.1 Trabalho experimental

Com este estudo pretendeu-se testar uma junta de ligação adesiva com uma geometria CLS constituída por aderentes em fibra de carbono e dois adesivos com propriedades diferentes. A escolha desta geometria de junta de ligação adesiva foi feita por ser capaz de desenvolver tensões combinadas de tração e corte, estabelecendo um carregamento de modo misto, o que permite recriar as condições reais de solicitação deste tipo de junta. Foram escolhidos dois tipos de adesivos diferentes para entender o seu impacto no desempenho da junta adesiva.

O processo de fabricação das amostras e o procedimento de teste foram realizados com base em pesquisas anteriores devido à falta de padronização do teste em estudo.

3.1.1 Geometria das juntas

O provete fabricado para efetuar os ensaios será tracionado nas suas extremidades, tendo sido preparado de acordo com a Figura 69. O sentido da carga a ser aplicada encontra-se representado pelas setas na Figura 69.

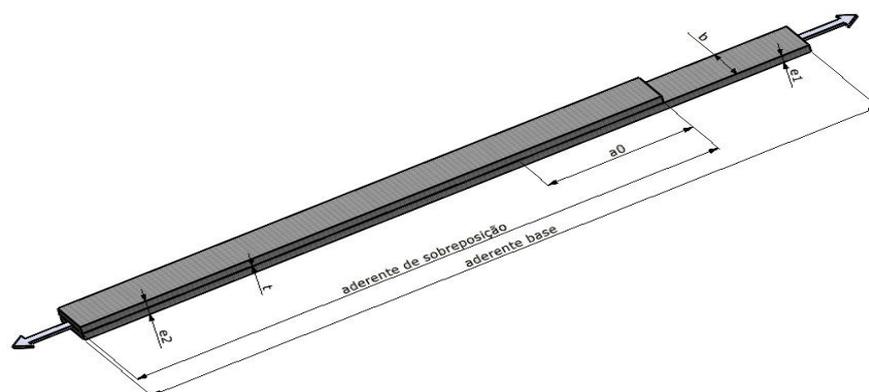


Figura 69 - Geometria e dimensão do provete CLS.

As dimensões dos elementos constituintes da junta a ser estudada encontram-se representadas na Tabela 12.

Tabela 12 – Dimensões da junta numérica.

Dimensões da junta	[mm]
Comprimento do aderente base	265
Comprimento do aderente de sobreposição	200
Largura do aderente - (b)	15
Espessura do aderente base - (e_1)	2,40
Espessura do aderente de sobreposição - (e_2)	2,40
Espessura do adesivo - (t)	0,20
Pré-fenda - (a_0)	50

3.1.2 Materiais utilizados

Os materiais utilizados neste trabalho irão ser definidos e caracterizados ao longo das várias alíneas deste trabalho.

3.1.2.1 Aderentes

O material utilizado como aderente nesta junta adesiva é um compósito de matriz polimérica de resina epóxida reforçada com fibra de carbono, fornecido como pré-impregnado unidirecional da SEAL® (Texipreg HS 160 RM). O pré-impregnado utilizado possui 0,15 mm de espessura e foi adquirido sob a forma de rolo.

As propriedades elásticas ortotrópicas do compósito reforçado com fibras de carbono e com as fibras alinhadas unidireccionalmente na direção x (as direções y e z são as direções transversal e fora do plano, respetivamente) [228] são apresentadas na Tabela 13.

Tabela 13 - Propriedades elásticas ortotrópicas do compósito reforçado com fibras de carbono, com as fibras alinhadas unidireccionalmente na direção x [228, 229].

$E_x=1,09E+05$ 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

3.1.2.2 Adesivos

Os adesivos utilizados no âmbito de este trabalho são o Araldite® AV138 e o Araldite® 2015. Estes adesivos são bi-componentes constituídos por resina e endurecedor. Os adesivos Araldite® AV138 e Araldite® 2015 são adesivos epóxidos. Estes adesivos foram escolhidos por terem características diferentes entre si, ou seja, o Araldite® AV138 ser

um adesivo mais frágil relativamente ao Araldite® 2015, que é um adesivo mais dúctil. Ambos os adesivos apresentam fácil aplicação, graças à sua baixa viscosidade, o que permite compensar alguma falta de planeza dos aderentes. Os diferentes níveis de rigidez (módulo de Young) apresentados pelos adesivos permitem estabelecer comparações entre eles. Estas comparações vão sendo estabelecidas ao longo deste trabalho. As propriedades mecânicas e de tenacidade destes adesivos já foram caracterizadas em trabalhos anteriores [185, 230-232], e são apresentadas de seguida.

3.1.2.2.1 Araldite® AV138

O Araldite® AV138, em combinação com o endurecedor HV998 (Figura 70), é um adesivo estrutural bi-componente, termoendurecível de base epóxida do fabricante Huntsman Advanced Materials. Este adesivo é comercializado sob a forma de pasta tixotrópica de cura à temperatura ambiente ou até temperaturas de 5°C, com baixa emissão de gases e perdas voláteis, excelente resistência química e resistente à temperatura até aos 120°C. Este é um adesivo epóxido frágil, mas de elevada resistência, adequado para ligar materiais de famílias diferentes tais como metais, compósitos e polímeros [185]. Devido à sua fragilidade, a aplicação correta deste adesivo é crucial, pois é considerado extremamente frágil e sensível a defeitos de fabricação, o que pode resultar em grandes desvios entre os provetes [230].



Figura 70 - Modo de fornecimento da resina Araldite® AV 138 e endurecedor HV 998 [233].

A Figura 71 apresenta as curvas σ - ϵ obtidas experimentalmente [230] de provetes maciços deste adesivo ensaiados à tração.

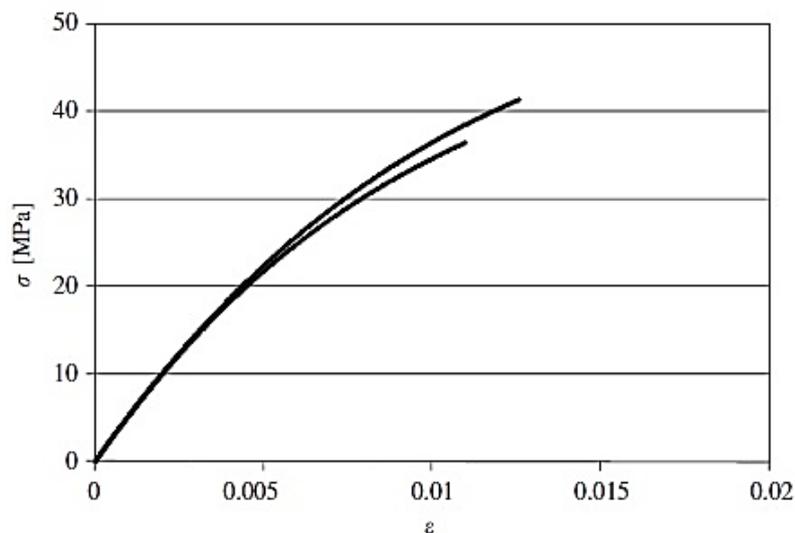


Figura 71 - Curvas σ - ε do adesivo Araldite® AV138 obtidas experimentalmente [230].

A Tabela 14 apresenta as propriedades mecânicas e de fratura mais relevantes do adesivo Araldite® AV138, definidas num trabalho anterior [234].

Tabela 14 - Propriedades mecânicas e de fratura do adesivo do Araldite® AV138 [234].

Propriedades	Araldite® AV138
Módulo de Young, 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 [230]

3.1.2.2.2 Araldite® 2015

O adesivo Araldite® 2015 (Figura 72) define-se como um adesivo epóxico estrutural bi-componente, de ductilidade moderada e que, comparando com o adesivo Araldite® AV138, oferece uma resistência à tração e corte inferiores. No entanto, o facto de ser um adesivo dúctil possibilita a redistribuição de tensões nas regiões de concentração de

tensões, tipicamente nas extremidades das juntas, devido à existência de assimetria da junta e ao efeito de deformação diferencial dos substratos [235].



Figura 72 - Modo de fornecimento do adesivo Araldite® 2015 [236].

Na Figura 73 apresenta as curvas σ - ϵ dos provetes maciços para este adesivo [237].

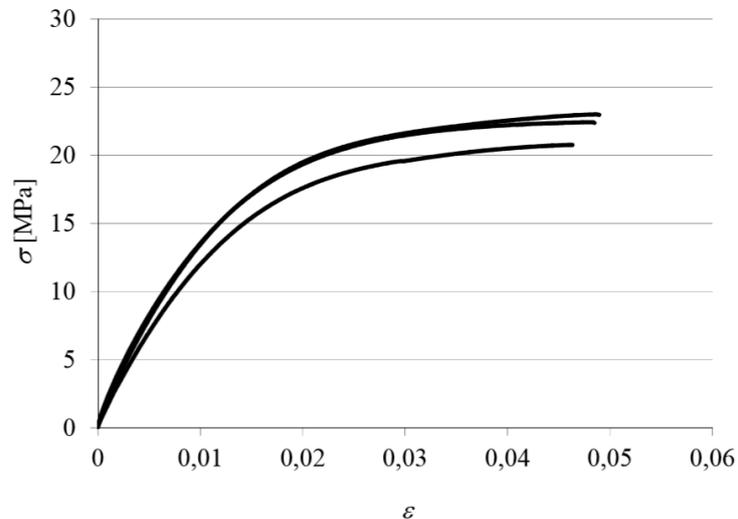


Figura 73 - Curvas σ - ϵ de provetes maciços do adesivo Araldite® 2015 (adaptado de [234]).

Na Tabela 15 estão apresentadas as propriedades mecânicas e de fratura mais relevantes deste adesivo. Comparando os valores deste adesivo com o Araldite® AV138, verifica-se que a deformação de rotura ao corte é quase seis vezes superior. Por outro lado, a tensão de rotura ao corte e à tração do Araldite® AV138 é praticamente o dobro da do Araldite® 2015.

Tabela 15 – Propriedades mecânicas e de fratura do adesivo Araldite® 2015 [234].

Propriedades	Araldite® 2015
Módulo de Young, E [GPa]	1,85±0,21
Coefficiente de Poisson, ν	0,33 ^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±1,3
Tensão de rotura ao corte, τ_f [MPa]	17,90±1,8
Deformação de rotura ao corte, γ_f [%]	43,9±3,4
Tenacidade à tração, G_{IC} [N/mm]	0,43±0,02
Tenacidade ao corte, G_{IIIC} [N/mm]	4,70±0,34

^a valor do fabricante

3.1.3 Processo de fabrico

Neste ponto do trabalho são descritos os processos de fabrico necessários para a execução das placas em compósito e fabrico dos provetes, bem como a preparação dos provetes para o ensaio.

3.1.3.1 Processo de fabrico das placas de CRFP

O processo de fabrico das placas de compósito de CRFP é idêntico ao realizado no âmbito dos vários trabalhos que se têm vindo a desenvolver no ISEP para o estudo de juntas adesivas. Este procedimento é de seguida descrito:

1. Recolha do pré-impregnado – este encontra-se armazenado numa câmara frigorífica à temperatura de -18°C;
2. Estabilização do pré-impregnado – o pré-impregnado é deixado a estabilizar à temperatura ambiente por uns minutos depois de ser retirado da câmara frigorífica;
3. Corte das camadas de CFRP – são cortadas 16 camadas de pré-impregnado com 300X300 mm² e 0,15 mm de espessura para produzir uma placa com espessura total de 2,4 mm;
4. Empilhamento das camadas – o empilhamento das camadas é efetuado de uma forma manual e respeitando a seguinte sequência:
 - a. É retirada a proteção de plástico de um dos lados da camada de pré-impregnado;
 - b. É utilizada uma pistola de ar quente para aquecer toda a área de onde foi retirada a proteção de plástico da camada, para que a viscosidade da resina melhore a aderência entre camadas (Figura 74);

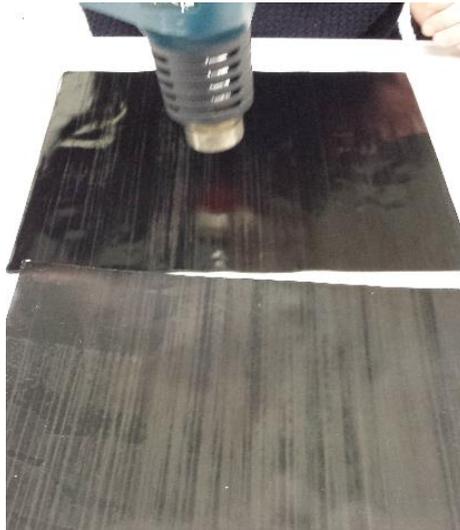


Figura 74 - Aquecimento de uma camada.

c. Na camada seguinte procede-se igualmente à retirada da proteção de plástico, aquecimento desse local, procedendo-se em seguida à sua sobreposição/empilhamento (Figura 75) sobre a anterior e a um ângulo de 0° com as faces aquecidas viradas uma para a outra (este procedimento será repetido ao longo das restantes camadas até totalizar os 2,4 mm necessários).



Figura 75 - Empilhamento de camadas.

5. Cura da placa – após o processo de empilhamento das camadas procedeu-se à cura da placa numa prensa de pratos quentes a 130°C e 4 bar de pressão durante uma hora (Figura 76).



Figura 76 - Prensa para curar placas CFRP.

A pressão aplicada na placa pela prensa é efetuada através de placas de aço. Estas placas de aço são previamente revestidas com desmoldante (Figura 77) para facilitar a remoção da placa curada. Na Figura 78 podem-se ver as placas de CFRP colocadas entre placas de aço.



Figura 77 - Aplicação de desmoldante.



Figura 78 - placa de CFRP entre chapas de aço.

6. O ciclo térmico (Figura 79) para a cura das placas desenvolveu-se em três estágios:

- a. 1º estágio – rampa de aquecimento de 4°C/min até aos 130°C;
- b. 2º estágio – manter a temperatura de 130°C e a 4 bar aplicadas à placa durante uma hora;
- c. 3º estágio – após uma hora inicia-se uma rampa de arrefecimento de 4°C/min até que a temperatura baixe. A placa é retirada da prensa quando a temperatura desta chega à temperatura ambiente, embora com 60°C as placas já possam ser retiradas.

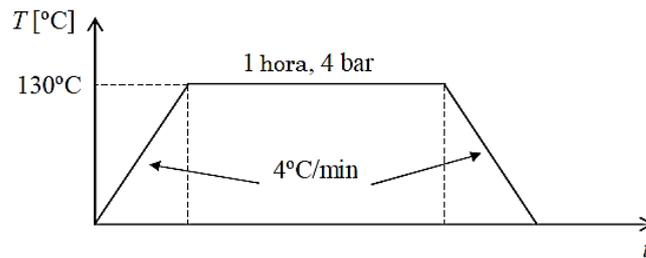


Figura 79 - Ciclo térmico da cura da placa.

7. Corte dos aderentes – os aderentes foram cortados no Laboratório de Materiais Compósitos do ISEP através de um disco diamantado de uma mesa de corte (Figura 80).



Figura 80 - Mesa de corte.

3.1.3.2 Processo de fabrico da junta adesiva

Tal como as placas de compósito anteriormente referidas, as juntas adesivas também foram executadas de acordo com um processo de fabrico definido de antemão, para garantir os melhores resultados possíveis e repetibilidade do processo.

1. Corte dos aderentes – os aderentes foram cortados segundo as dimensões previstas para o ensaio, e que constam no ponto 3.1.1, na mesa de corte existente no Laboratório de Materiais Compósitos do ISEP (Figura 80). Foram aproveitadas as pontas de placa de compósito que tinham sobrado para proceder ao corte dos calços que servirão de aprisionamento das maxilas da máquina de ensaio ao provete.

2. Tratamento de superfície – Procedeu-se à lixagem da superfície onde será aplicado o adesivo com folha de lixa (granulometria P80) como se poderá observar pela Figura 81. O objetivo desta operação foi de aumentar a área de contato do adesivo com

o substrato e conseqüentemente promover uma melhoria da adesividade. Procedeu-se à remoção de pó resultante da lixagem e desengorduramento da zona lixada com acetona;



Figura 81 – Comparação das superfícies antes e depois da passagem da lixa.

3. Preparação dos espaçadores – Foram preparados dois tipos de espaçadores como se pode verificar pela Figura 82.

a. Um espaçador único de fita calibrada com 0,5 mm de espessura para ser colocado entre o aderente base e o aderente de sobreposição no local onde as maxilas da máquina de ensaio vão solicitar o provete à tração;

b. O outro espaçador é constituído pela união de uma lâmina de barbear (espessura de 0,1 mm), com duas pontas de fita calibrada de espessura 0,05 mm colada com adesivo cianoacrilato em cada uma das faces da lâmina de barbear. Este procedimento totalizou uma espessura de 0,2 mm referente à espessura do adesivo e foi colado na frente da fenda.

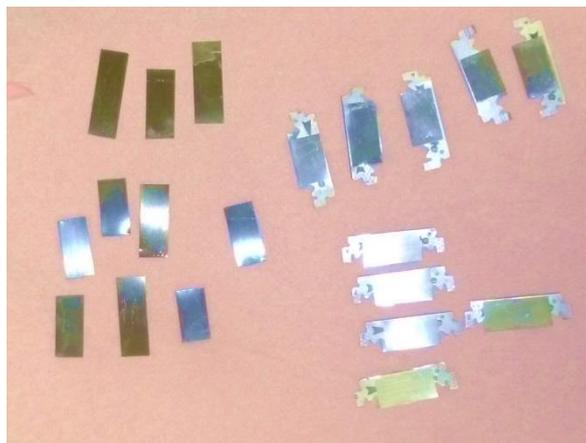


Figura 82 – Dois tipos de espaçadores.

4. Aplicação de desmoldante nos espaçadores - Após a preparação dos espaçadores existiu a necessidade de passar o desmoldante Frekote 770-NC da Loctite® para que eles não pudessem aderir aos provetes após cura dos adesivos. Procedeu-se a três passagens de desmoldante em cada uma das faces dos espaçadores (Figura 83). Entre cada

passagem de desmoldante nos espaçadores teve de se os colocar no forno (Figura 84) a 40°C durante alguns segundos.

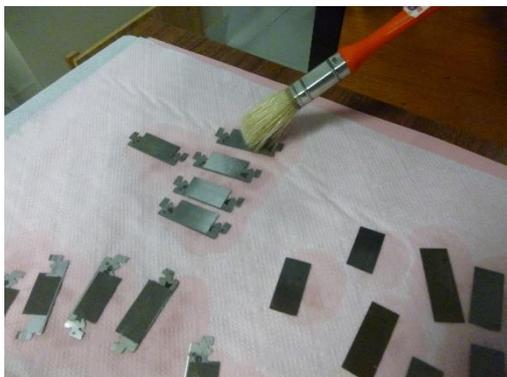


Figura 83 – Passagem do desmoldante.



Figura 84 – Forno com os espaçadores a curar.

5. Após esta preparação foi colocado o espaçador único na extremidade de junta sem fenda enquanto o outro espaçador promove a criação de a_0 . No intervalo entre estes espaçadores será colocado o adesivo a ser testado (Figura 85).



Figura 85 – Localização dos espaçadores nos provetes.

6. Preparação do adesivo para ser aplicado - O adesivo Araldite® 2015 foi aplicado na junta por intermédio de uma pistola própria que permitiu a mistura dos dois componentes ao longo do bico da mesma. O adesivo foi aplicado de uma forma cruzada com passagens próximas para não deixar espaços entre linhas transversais ao longo da junta (Figura 86).



Figura 86 – Adesivo Araldite® 2015 a ser colocado.

Já o adesivo Araldite® AV138 foi fornecido em duas embalagens (endurecedor e resina), pelo que foi necessário proceder à sua preparação à razão de 100 g de resina para 40 g de endurecedor. Estas medidas foram obtidas através de colocação de cada um de estes componentes num copo e medição efetuada numa numa balança digital, procedendo-se à sua mistura com o auxílio de uma espátula (Figura 87). Procurou-se obter uma mistura o mais homogénea possível, antes da sua deposição na junta (Figura 88).



Figura 87 - Pesagem dos componentes do adesivo.



Figura 88 - Adesivo Araldite® AV138 a ser depositado.

A quantidade de adesivo colocado era o suficiente para que, quando fosse colocado o aderente de sobreposição sobre o aderente base, e estes fossem pressionados, o excesso de adesivo seria expelido pelas laterais do provete. Desta forma é garantido não existir espaços vazios no meio do adesivo para além de a espessura do adesivo se tornar uniforme como se pode ver pela Figura 88. Por esta altura foi aproveitado para colar os calços que serviriam de amarração das maxilas do equipamento de ensaio (Figura 89). O posicionamento e alinhamento dos aderentes foi garantido por pinças a unirem os aderentes na zona do adesivo (Figura 90).

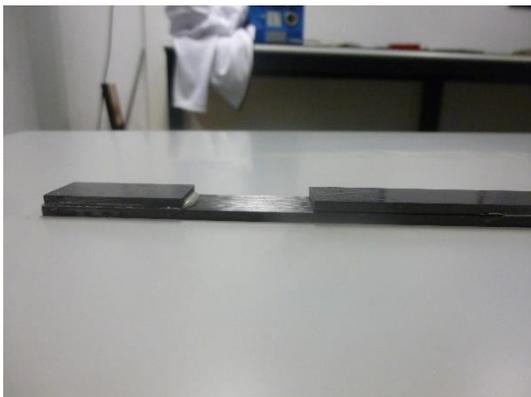


Figura 89 – Calços de amarração de maxilas.



Figura 90 - Pinças a aprisionar provetes.

7. Cura dos adesivos – os provetes foram deixados a curar durante uma semana à temperatura ambiente, o que correspondia a um tempo superior ao recomendado na ficha técnica de cada um dos adesivos para a cura total de cada um dos adesivos.

8. Colar chapa nas zonas de amarração do provete ao equipamento de ensaio – Para melhorar o aprisionamento das maxilas ao provete e evitar efeitos do escorregamento no ensaio de tração, optou-se por cortar (Figura 91) e colar (Figura 92) chapas de alumínio com 1 mm de espessura nos locais onde as maxilas iriam atuar.



Figura 91 - Chapas de alumínio.



Figura 92 - Colagem das chapas de alumínio.

A escolha do alumínio é justificada por este ser um tipo de material mais macio relativamente ao material utilizado na execução do provete, o que facilita o aperto e previne o escorregamento entre o provete e as maxilas de amarração. Por este material ser mais macio as maxilas do equipamento de ensaio criam indentações (Figura 93) que impedem o deslizamento entre ambas as superfícies. Como consequência, evitaram-se os efeitos de escorregamento durante o ensaio. Este procedimento foi efetuado depois de se ter constatado que, no ensaio com o provete CLS_2015_1, este escorregava no decorrer do mesmo. No decorrer de este trabalho, vão sendo reportadas as consequências do escorregamento detetado no provete CLS_2015_1.



Figura 93 - Indentações criadas pelas maxilas da máquina.

3.1.3.3 Preparação dos provetes para os ensaios

Após a fase de fabrico surge a parte do trabalho em que se preparam os provetes para os procedimentos de ensaio. A preparação dos provetes obedeceu ao seguinte processo:

1. Remoção dos espaçadores (Figura 82) – Os espaçadores definidores de espessura do adesivo são retirados do meio dos aderentes por intermédio de um alicate.
2. Remoção do excesso de adesivo – O excesso de adesivo das laterais do provete é removido através de lima, até que a superfície lateral esteja perfeitamente lisa, ou seja, o adesivo fique à face dos aderentes, conforme se pode observar na Figura 94.



Figura 94 - Remoção do excesso de adesivo com lima.

3. Pintura da face lateral visível em ensaio – A face lateral onde se irá acompanhar o desenvolvimento da fenda foi pintada com tinta de corretor, como se poderá verificar pela Figura 95. Este procedimento teve como objetivo melhorar a visibilidade da propagação da fenda ao longo do ensaio.



Figura 95 - Pintura da lateral com tinta de corretor.

4. Iniciação de fenda - Antes da colocação das escalas procedeu-se à iniciação manual da fenda através de uma chave de fendas (Figura 96), com o objetivo de ultrapassar a resistência mecânica inicial do adesivo e promover assim uma propagação controlada da fenda durante o ensaio.



Figura 96 – Iniciação manual da fenda através de chave de fendas.

5. Colagem das escalas – As escalas foram coladas com o ponto zero no início da fenda (Figura 97).



Figura 97 - Colar a escala na lateral do provete após iniciação de fenda.

3.1.4 Ensaio das juntas

A realização dos ensaios decorreu no Laboratório de Ensaios Tecnológicos do ISEP. Foi utilizada uma máquina servo-hidráulica Shimadzu AG-X 100 equipada com uma célula de carga de 100 kN (Figura 21). Esta máquina comunica com um computador para aquisição de dados. O computador regista o tempo, a carga aplicada e o deslocamento do *gripper* da máquina. Os valores de força e deslocamento permitiram obter as curvas $P-\delta$. Enquanto decorre o ensaio, um arduíno compatível com MEGA 2560 da KeyStudio® permite controlar uma máquina fotográfica digital para que esta registe a progressão da fenda. O *setup* para execução dos ensaios pode ser visualizado na Figura 98.



Figura 98 - Setup para execução de ensaio.

Os ensaios foram realizados à temperatura ambiente e a gravação de dados para a carga (P em N) e deslocamento (δ em mm) durante o ensaio foi realizada em função do tempo decorrido desde o seu início. A velocidade de ensaio para o adesivo Araldite® 2015 foi de 0,5mm/min, enquanto para o adesivo Araldite® AV138 foi de 0,25 mm/min. Estas velocidades foram escolhidas devido à ductilidade distinta de cada um dos adesivos e por forma a garantir o número mínimo de dados necessários para obtenção de G_T . Estas velocidades enquadram-se na suposição de ensaios quase-estáticos e que minimizam a influência dos efeitos viscoelásticos.

Ao longo do ensaio e a cada cinco segundos (controlados por arduíno) foram tiradas fotografias através de uma câmara digital com uma resolução de 18 megapixel sem recorrer ao seu *zoom* e com uma distância focal fixa de aproximadamente 100mm à face visível dos provetes. As fotografias tiradas permitiram visualizar a frente da fenda e toda a escala colada ao provete, como se pode visualizar pela Figura 99.



Figura 99 – Provete colocado no *gripper* da máquina de ensaios.

Com este procedimento foi permitido correlacionar os dados de P e δ com os comprimentos da pré-fenda (a_0) obtidos nas fotografias, e assim calcular G_T . Os provetes foram fabricados de acordo com os procedimentos descritos ao longo da alínea 3.1.3, com as dimensões apresentadas na Tabela 16.

Tabela 16 - Elementos constituintes da junta experimental.

Elementos da junta	[mm]
Aderente base	300
Aderente de sobreposição	235
Largura	15
Espessura do aderente base - e_1	2,40
Espessura do aderente de sobreposição - e_2	2,40
Espessura do adesivo	0,20
Pré-fenda - a_0	50

Antes do início dos ensaios procedeu-se à medição dos vários provetes registando os parâmetros essenciais para o estudo que será efetuado ao longo deste trabalho. Na Tabela 17 são apresentadas as dimensões efetivas dos provetes com Araldite® 2015.

Tabela 17 - Dimensões efetivas dos provetes com Araldite® 2015.

Araldite® 2015 [mm]	CLS_2015_1	CLS_2015_2	CLS_2015_3	CLS_2015_4
e_1	2,52	2,48	2,44	2,49
e_2	2,50	2,50	2,50	2,50
Espessura total	5,36	5,41	5,28	5,48
b	14,75	14,89	15,07	14,88
a_0	54,88	54,54	58,4	50,21
Entre pontos de amarração	231	229,5	236,5	231

Na Tabela 18 são apresentadas as dimensões efetivas dos provetes com Araldite® AV138.

Tabela 18 - Dimensões efetivas dos provetes com Araldite AV138.

Araldite® AV138 [mm]	CLS_AV138_1	CLS_AV138_2	CLS_AV138_3	CLS_AV138_4
e_1	2,53	2,52	2,52	2,51
e_2	2,50	2,50	2,50	2,50
Espessura total	5,29	5,35	5,10	5,17
b	14,74	14,96	14,84	15,07
a_0	62,09	72,17	66,03	59,47
Entre pontos de amarração	231,5	228	227,5	228,5

3.1.5 Métodos de redução utilizados e justificação

Foram seis os modelos adotados para obter o valor de G_T e dos seus componentes (G_I e G_{II}).

Os modelos de Brussat et al. [148] (modelo 1), de Gustafson et al. [161] (modelo 5), e de Azari et al. [149] (modelo 9) foram adotados devido à facilidade e à forma direta como as suas equações permitiam obter o parâmetro G_T . No entanto, os componentes G_I e G_{II} não podem ser obtidos por estes métodos.

No caso do modelo de Brussat et al. [148] (modelo 1), pelos ensaios experimentais efetuados não se conseguiu determinar o resultado do valor do momento fletor final ou M_f , no início da fenda, sendo este um parâmetro essencial para resolver a Equação (4) de G_{IC} e mais tarde a Equação (7) para o parâmetro G_{IIC} . Assim, só se consegue obter G_T .

Relativamente ao modelo de Gustafson et al. [161] (modelo 5), este utiliza a Equação (15) para a obtenção do valor de G_T . No entanto, para se obter as componentes G_I e G_{II} estas teriam de ser deduzidas por outros métodos, tais como o MEF.

Já para o modelo de Azari et al. [149] (modelo 9), o valor de G_T é obtido pela Equação (24). No entanto, para se obter os valores dos componentes G_I e G_{II} , seria necessário o

cálculo através do envelope de fratura (enquanto os aderentes se mantivessem num regime elástico) ou pelo conceito do integral-J (no caso de os aderentes ultrapassarem o regime plástico).

Por outro lado, os modelos de Kinloch [8] (modelo 6), de Grady [169] (modelo 10) e de da Silva et al. [136] (modelo 11) já permitem obter os valores das componentes G_I e G_{II} , pelo que se revestem de maior importância para o trabalho realizado.

Kinloch [8] obtém o valor de G_T através da Equação (16), e através de um rácio G_I/G_{II} de juntas adesivas entre 0,2 e 0,3 [165] consegue determinar o valor das componentes através do sistema de Equação (17). Neste trabalho foi utilizado um valor de 0,25.

O modelo de Grady [169] socorre-se da Equação (26) para obter G_T e, para cada um dos componentes, utiliza-se a formulação de Wilkins [170] para obter a proporção de G_I relativamente a G_T (Equação (28)) e, partindo daqui, calcular G_{II} através do sistema de Equação (29).

Por ultimo, da Silva et al. [136] obtêm o valor de G_T através do trabalho de Grady [169], deduzindo posteriormente as componentes através da Equação (30).

3.1.6 Resultados obtidos

Relativamente aos dados obtidos para cada um dos adesivos, dividiu-se o estudo em duas situações:

- Comparação dos modelos que permitem obter os componentes G_T , G_I e G_{II} ;
- Comparação dos modelos que só permitiram obter o G_T com o G_T obtido pelo método de Grady [169].

Os dados obtidos para cada um dos adesivos nos ensaios experimentais vão ser apresentados sob a forma de curvas $P-\delta$, curvas- R , envelopes de fratura, bem como, são apresentados os valores de carga máxima ($P_{m\acute{a}x}$) e de deslocamento máximo ($\delta_{m\acute{a}x}$) atingidos durante os ensaios efetuados. Após a apresentação de estes elementos são retiradas as respetivas conclusões através da comparação dos dados obtidos das diferenças entre métodos de redução. A rigidez dos adesivos é avaliada e comparada pelas curvas $P-\delta$. A evolução da energia de deformação libertada ao longo da propagação da fratura foi dada pelas curvas- R , onde os valores de G_T , G_I e G_{II} em função do comprimento de fenda, a_0 , são avaliados através de alguns dos métodos de redução já descritos na alínea 2.5.2, nomeadamente os que foram escolhidos na alínea 3.1.5. O critério de modo misto mais adequado para a simulação da junta adesiva em modelos numéricos é encontrado através do respetivo envelope de fratura. Este envelope de fratura veio permitir avaliar a combinação de modos de fratura. O critério de modo misto mais adequado para cada um dos adesivos é dado pela Equação (31)

$$\left(\frac{G_I}{G_{IC}}\right)^\alpha + \left(\frac{G_I}{G_{IIC}}\right)^\beta = 1. \quad \text{Equação (31)}$$

A análise dos dados foi efetuada de acordo com os parâmetros do critério apresentados na Tabela 19, após obter os valores dos parâmetros G_I e G_{II} na zona de patamar da curva- R , o que é indicativo de uma zona de propagação estável da fenda.

Tabela 19 - Parâmetros usados nos critérios de modo misto.

Critério	α	β
1/2	1/2	1/2
Linear	1	1
3/2	3/2	3/2
Quadrático	2	2

Os valores dos parâmetros G_{IC} e G_{IIC} são obtidos através de ensaio DCB para G_{IC} e ensaio ENF para G_{IIC} . Estes valores, que foram retirados dos trabalhos de Lopes et al. [238] e Azevedo et al. [239], podem ser observados pela Tabela 20.

Tabela 20 - Valores de G_{IC} e G_{IIC} característicos de cada adesivo obtido por trabalhos de outros autores.

Adesivo	G_{IC} [N/mm]	G_{IIC} [N/mm]
Araldite® AV138	0,19	0,35
Araldite® 2015	0,70	3

3.1.6.1 Araldite® AV138

Para o adesivo Araldite® AV138, foram ensaiados quatro provetes. Destes quatro provetes foram obtidas as respectivas curvas $P-\delta$, como se pode visualizar pela Figura 100. Pelas curvas obtidas, pode-se observar que os provetes apresentaram comportamentos semelhantes após o início da fenda. Todos os provetes têm uma rigidez inicial semelhante, com um amaciamento progressivo da carga pouco antes do início da propagação da fenda. Ou seja, o valor da carga aplicada vai aumentando de uma forma linear correspondente ao regime elástico até ao aparecimento de uma não linearidade correspondente à formação de zona de processo da fratura ou regime plástico. O provete 4 por volta dos 0,3 mm começa a evidenciar uma diferença na sua curvatura, mas com um crescimento paralelo em relação aos restantes provetes. Todos os provetes atingem um pico de carga máxima seguido de uma quebra na carga por volta de 1 mm de deslocamento, que corresponde à propagação da fenda no adesivo. No entanto, a rigidez do provete CLS_AV138_4 cedeu antes do expectável. O

comportamento destes provetes demonstra que o adesivo tem um comportamento frágil à rotura.

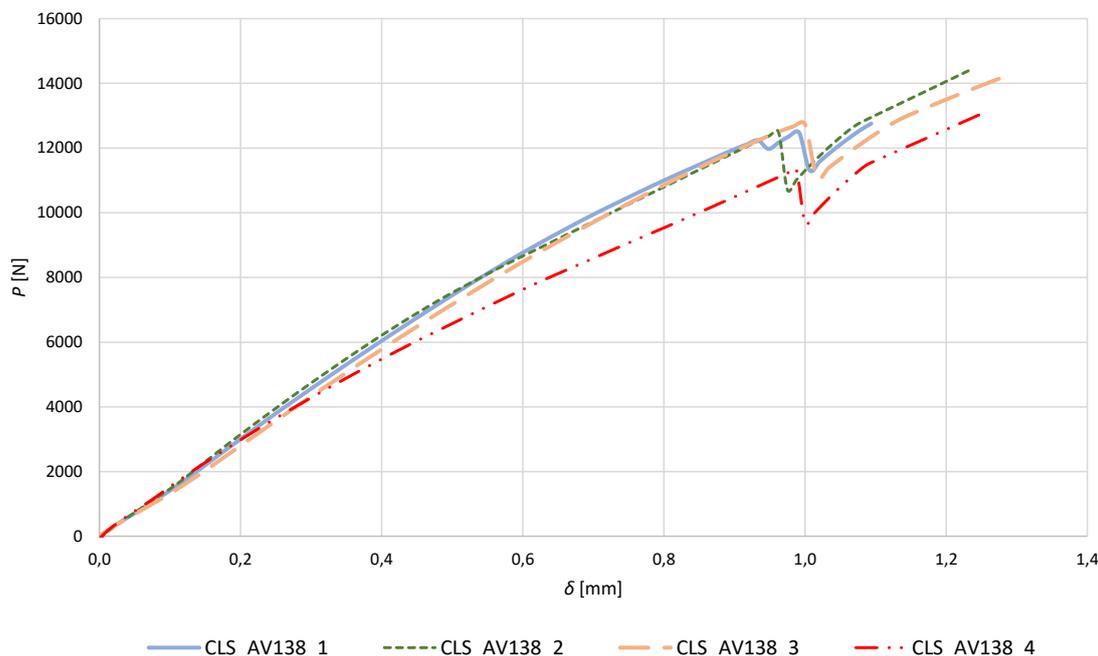


Figura 100- Curvas P - δ do adesivo Araldite® AV138 obtidas no ensaio.

O $P_{\text{máx}}$ atingida no conjunto destes ensaios ocorreu no provete CLS_AV138_2 com 12740,90 N ao 1,00 mm de $\delta_{\text{máx}}$. Os valores de $P_{\text{máx}}$ e de $\delta_{\text{máx}}$ durante a propagação da fenda nos quatro provetes podem ser observados na Tabela 21.

Tabela 21 – Valores máximos de P - δ obtidos nos ensaios do adesivo Araldite® AV138.

	Velocidade [mm/min]	$P_{\text{máx}}$ [N]	$\delta_{\text{máx}}$ [mm]
CLS_AV138_1	0,25	12237,58	0,93
CLS_AV138_2	0,25	12501,73	0,96
CLS_AV138_3	0,25	12740,90	1,00
CLS_AV138_4	0,25	11341,68	0,99
Média		12205,47	0,98
Desvio Padrão		611,45	0,03

Pela Tabela 21 pode-se verificar que o desvio padrão, tanto para a $P_{\text{máx}}$ como para o $\delta_{\text{máx}}$, têm um valor reduzido, o que é demonstrado pela Figura 100. Isto vem demonstrar a consistência dos ensaios.

Depois de se obter os dados experimentais procedeu-se à análise dos dados dos quatro provetes. Pode-se verificar, pela Figura 101, os dados obtidos das curvas- R ou curvas de resistência para G_T , G_I e G_{II} segundo os métodos de redução de Kinloch [8], de da Silva

et al. [136] e de Grady [169], para o provete CLS_AV138_4. Estas curvas procuram relacionar a evolução dos parâmetros G_T , G_I e G_{II} com o comprimento de fenda dos provetes ensaiados e procuram analisar a evolução da energia de deformação libertada ao longo do ensaio. Através dos diversos métodos de redução referidos na alínea 3.1.5 procurou-se obter os valores de G_T , G_I e G_{II} resultantes dos vários provetes ensaiados. Os modelos de Kinloch [8] (modelo 6), de Grady [169] (modelo 10) e de da Silva et al. [136] (modelo 11) permitem obter os componentes G_T , G_I e G_{II} . Os dados de G_I e G_{II} obtidos por da Silva et al. [136] são retirados a partir do G_T de Grady [169]. Pode-se observar pela Figura 101, que os dados obtidos para o G_T , tanto para o modelo de Grady [169] como para o de Kinloch [8], vão influenciar os resultados obtidos para cada um dos componentes (G_I e G_{II}).

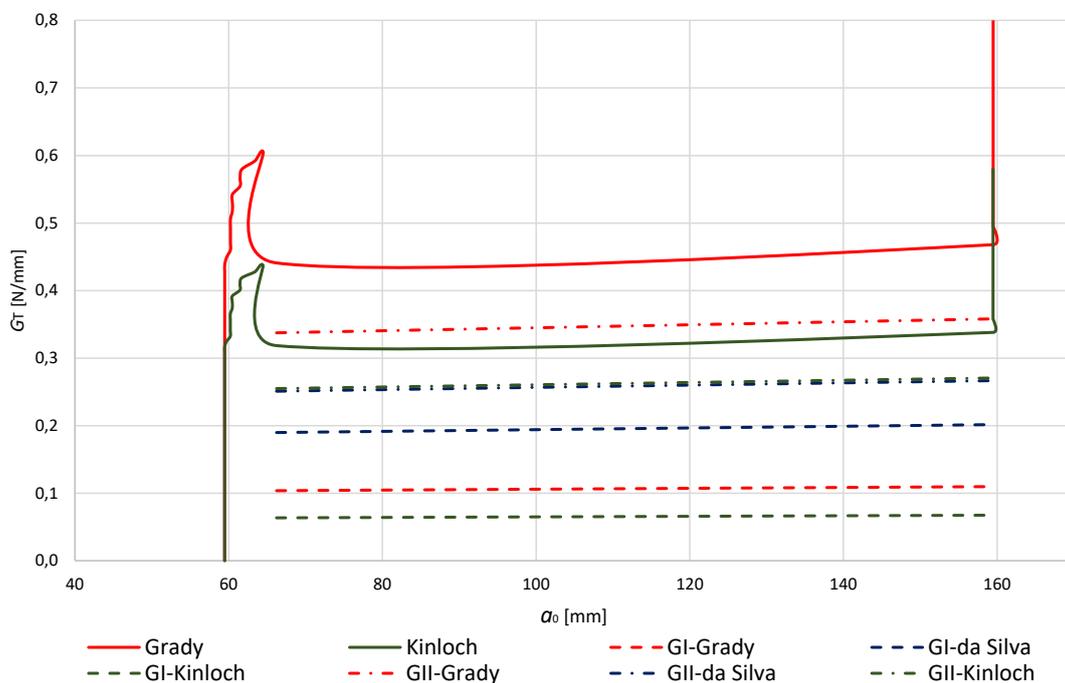


Figura 101 - Comparação entre os elementos obtidos pelo provete CLS_AV138_4 por cada modelo para o adesivo Araldite® AV138.

Para melhorar a visualização da Figura 101, limitaram-se os dados no caso dos componentes G_I e G_{II} ao patamar correspondente à propagação da fratura segundo o provete CLS_AV138_4.

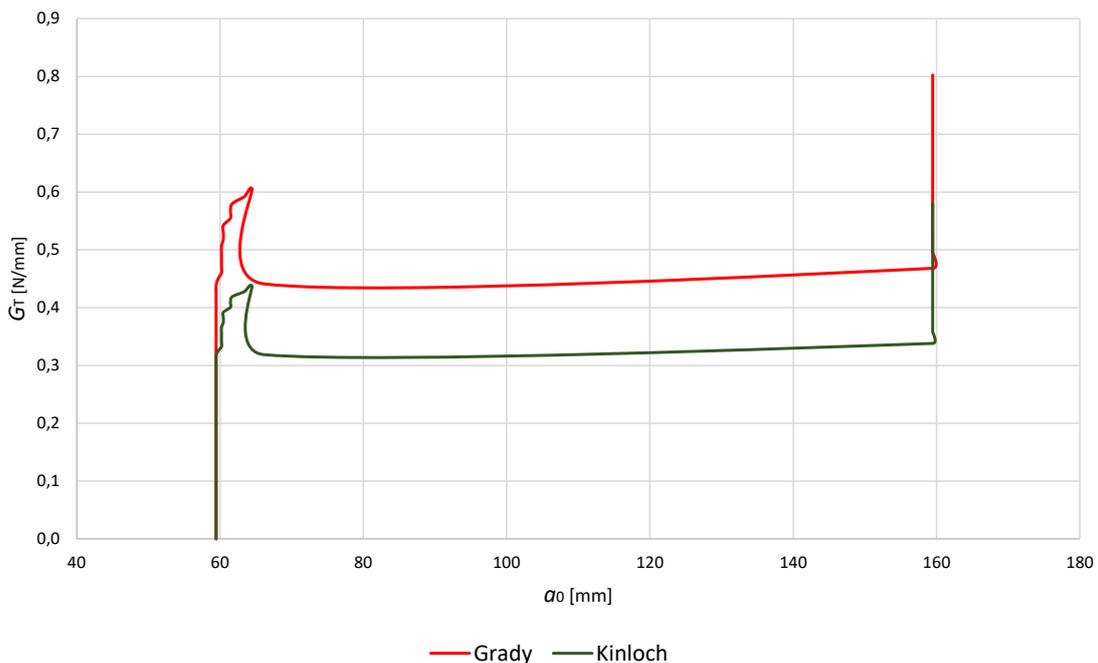


Figura 102 - Comparação entre os GT obtidos para o provete CLS_AV138_4 para o adesivo Araldite® AV138.

Pode-se observar pela Figura 102 que as curvas de G_T relativas ao provete CLS_AV138_4 para os modelos de Grady [169] e de Kinloch [8], são paralelas, apesar de a média de G_T de Grady [169] ser $\approx 38,42\%$ superior em relação à média de G_T do modelo de Kinloch [8]. As curvas permitem observar um patamar muito regular, o que demonstra uma fase de propagação de fenda estável. O patamar visível nas curvas é característico de um adesivo frágil, visto ser um patamar único, representativo do atingir da resistência máxima do adesivo. No final da curva observa-se um aumento da carga no ensaio, que está relacionado com a proximidade da extremidade da fenda à amarração do provete. A diferença do valor de patamar das curvas também vai influenciar as curvas de cada um dos componentes de acordo com o modelo utilizado.

Pela Tabela 22 pode-se visualizar os valores médios obtidos pelos métodos de redução de Grady [169], da Silva et al. [136] e de Kinloch [8].

Pelos valores médios e do desvio padrão observados na Tabela 22 verifica-se que os ensaios foram muito consistentes, com médias muito semelhantes e um desvio padrão reduzido relativamente à média de ensaio. Adotando como elemento de comparação o trabalho de Grady [169], destaca-se na Tabela 22 que o seu G_T é $\approx 17,10\%$ superior ao obtido pelo modelo de Kinloch [8]. O modelo de da Silva et al. [136] utiliza o modelo de Grady [169] para obter o G_T . Relativamente ao componente G_I , a média de Grady [169] é $\approx 37,59\%$ superior ao resultado de Kinloch [8] e $\approx 45,40\%$ inferior ao de da Silva et al. [136]. Já no componente G_{II} a média de Grady [169] é $\approx 34,31\%$ superior à média de da Silva et al. [136] e $\approx 11,98\%$ superior à de Kinloch [8]. Apesar de a diferença de valores obtidos pelos diferentes métodos de redução ser reduzida, esta pode ser explicada pelas

diferentes abordagens que cada autor teve para obter cada um dos componentes (G_T , G_I e G_{II}). Os autores da Silva et al. [136] obtêm a proporção do componente G_{II} relativamente a G_I utilizando o ângulo ψ , substituindo-o na Equação (30), após usar o método de Grady [169] para obter o G_T . Já Grady [169] utiliza o trabalho de Wilkins [170] para obter a proporção de G_I relativamente a G_T , e utiliza a Equação (29) para obter o componente em falta. Por último, Kinloch [8] obtêm a proporção de G_{II} relativamente a G_I arbitrando um valor entre 0,2 e 0,3 para igualar ao rácio G_I/G_{II} de juntas adesivas e resolver o sistema de Equação (17).

Pela Tabela 22 pode-se verificar que os valores obtidos pelos diferentes métodos são muito aproximados entre si, significando isto que são métodos que caracterizam bem o comportamento de um adesivo frágil.

Tabela 22 - Valores obtidos segundo os métodos de redução de Grady [171], da Silva et al. [136] e de Kinloch [8].

	G_T		G_I		G_{II}		G_{II}	
	Grady [N/mm]	Kinloch [N/mm]	Grady [N/mm]	da Silva [N/mm]	Kinloch [N/mm]	Grady [N/mm]	da Silva [N/mm]	Kinloch [N/mm]
CLS_AV1 38_1	0,48	0,51	0,11	0,21	0,10	0,37	0,27	0,41
CLS_AV1 38_2	0,46	0,40	0,11	0,20	0,08	0,35	0,26	0,32
CLS_AV1 38_3	0,55	0,42	0,13	0,24	0,08	0,42	0,31	0,34
CLS_AV1 38_4	0,45	0,33	0,11	0,20	0,07	0,35	0,26	0,26
Média	0,49	0,41	0,11	0,21	0,08	0,37	0,28	0,33
Desvio Padrão	0,04	0,07	0,01	0,02	0,01	0,03	0,02	0,06

Pela Tabela 23 pode-se observar o desvio percentual entre cada um dos componentes e a média relativa à soma dos valores. Os dados apresentados na Tabela 23 reforçam a consistência obtida pelos ensaios, sendo que as médias não ultrapassam os 4%, tanto no limite superior como no inferior, na obtenção dos diversos componentes.

Relativamente aos modelos que só se conseguem obter o G_T , os dados obtidos encontram-se resumidos na Tabela 24, juntamente com os dados obtidos para Grady [169] e para Kinloch [8]. Com a análise comparativa entre todos os métodos consegue-se perceber qual dos métodos é o que melhor responde ao estudo que se tiver a ser efetuado.

Tabela 23- Desvio dos valores dos provetes com Araldite® AV138 relativamente à média obtida.

	G_T Grady [%]	G_T Kinloch [%]	G_I Grady [%]	G_I da Silva [%]	G_I Kinloch [%]	G_{II} Grady [%]	G_{II} da Silva [%]	G_{II} Kinloch [%]
CLS_AV1 38_1	-0,29	3,92	-0,02	-0,05	0,16	-0,17	-0,09	2,51
CLS_AV1 38_2	-1,19	-0,58	-0,07	-0,22	-0,02	-0,70	-0,39	-0,37
CLS_AV1 38_3	2,99	0,25	0,17	0,55	0,01	1,75	0,97	0,16
CLS_AV1 38_4	-1,51	-3,58	-0,08	-0,28	-0,14	-0,88	-0,49	-2,29

Tabela 24 – Tabela de comparação de valores do G_T segundo os métodos de redução escolhidos para o adesivo Araldite® AV138.

	G_T Grady [N/mm]	G_T Kinloch [N/mm]	G_T Brussat [N/mm]	G_T Gustafson [N/mm]	G_T Azari [N/mm]
CLS_AV138_1	0,48	0,51	0,76	0,51	0,51
CLS_AV138_2	0,46	0,40	0,60	0,40	0,40
CLS_AV138_3	0,55	0,42	0,63	0,42	0,42
CLS_AV138_4	0,45	0,33	0,49	0,33	0,33
Média	0,49	0,41	0,62	0,41	0,41
Desvio Padrão	0,04	0,07	0,11	0,07	0,07

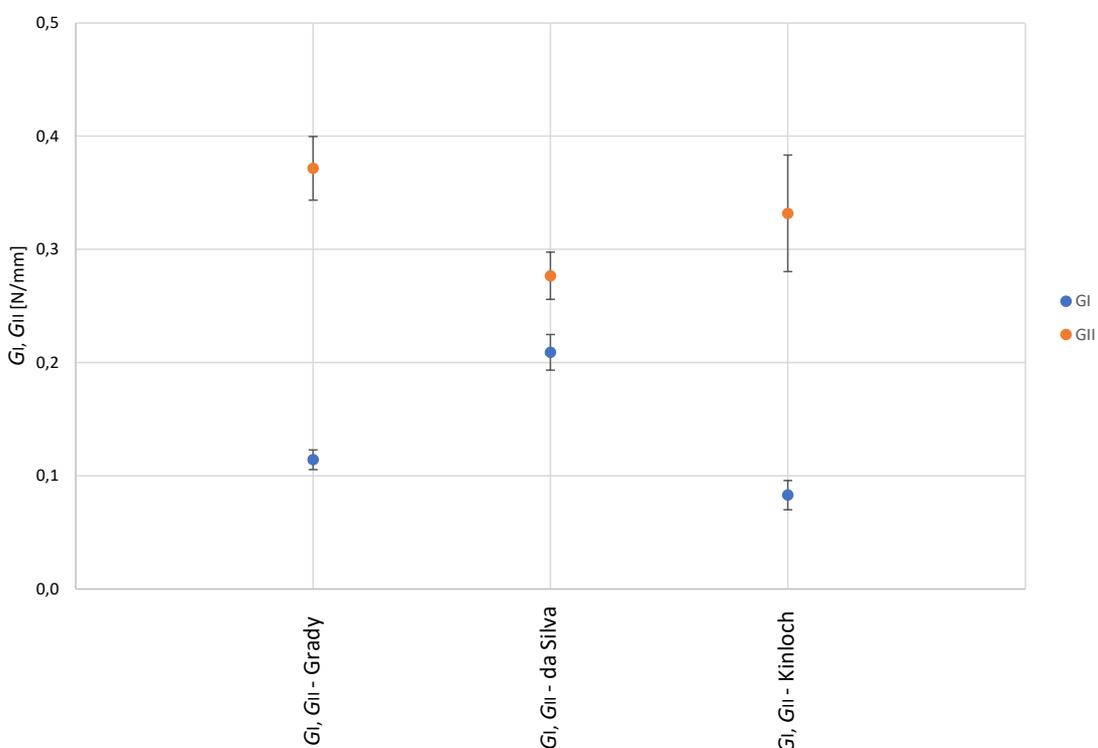
Pelos valores médios verifica-se que existe uma dispersão de valores entre os vários métodos. Constata-se que nos modelos de Kinloch [8], de Gustafson et al. [161] e Azari et al. [149] os valores são os mesmos, o que se conclui que suas fórmulas são idênticas. Relativamente ao modelo de Grady [169] tem valores muito próximos dos modelos anteriores, o que faz com que sejam métodos compatíveis. No entanto, o modelo de Brussat et al. [148] afasta-se de todos os modelos, onde estes modelos apresentam valores inferiores. O desvio padrão observado na Tabela 24 tem valores pequenos em todos os métodos o que se justifica pela consistência que os ensaios tiveram.

Pela Tabela 25 pode-se observar o desvio percentual obtido por cada um dos métodos relativo à média dos valores obtidos. Os valores percentuais não são muito elevados, o que indica uma boa consistência ao nível dos ensaios. Qualquer um destes modelos são capazes de estudar o comportamento de um adesivo frágil como o do Araldite® AV138, pois o erro apresentado é diminuto.

Tabela 25 - Desvio dos valores dos provetes com o Araldite® AV138 relativamente à média obtida de G_T .

	G_T Grady [%]	G_T Kinloch [%]	G_T Brussat [%]	G_T Gustafson [%]	G_T Azari [%]
CLS_AV138_1	-3,58	0,40	-1,07	-0,52	-0,52
CLS_AV138_2	0,83	-0,40	1,26	0,52	0,52
CLS_AV138_3	2,66	1,20	1,65	0,78	0,78
CLS_AV138_4	0,09	-1,20	-1,84	-0,78	-0,78

A Figura 103 apresenta os valores médios e respetivos desvios padrão de G_I e G_{II} obtidos pelos métodos de Grady [171], da Silva et al. [136] e de Kinloch [8], através dos provetes validados com o adesivo Araldite® AV138.

Figura 103 – Proporção dos componentes G_I e G_{II} obtidos em cada um dos métodos para o adesivo Araldite® AV138.

Constata-se pela Figura 103 que existe uma conformidade dos valores obtidos para G_I e G_{II} entre os modelos Grady [171] e de Kinloch [8], e uma aproximação de valores de G_I e G_{II} para o modelo da Silva et al. [136]. Pela Figura 103 podem-se visualizar os dados expostos na Tabela 22, onde já se tinha destacado que a média de Grady [169] para G_I é $\approx 37,59\%$ superior ao resultado de Kinloch [8] e $\approx 45,40\%$ inferior ao de da Silva et al. [136]. Por outro lado, para G_{II} a média de Grady [169] é $\approx 34,31\%$ superior à média de da Silva et al. [136] e $\approx 11,98\%$ superior à de Kinloch [8]. Os valores obtidos para o desvio padrão revelam que, para o G_I , a variação obtida relativamente à média dos valores é

reduzida, embora para G_{II} a variação entre métodos seja maior, destacando-se o modelo de Kinloch [8]. No entanto, pelos valores médios e do desvio padrão observados na Figura 103 verifica-se que os ensaios foram muito consistentes, com médias muito semelhantes e um desvio padrão reduzido relativamente à média de ensaio. Observa-se uma boa repetibilidade de resultados entre os modelos Grady [171] e de Kinloch [8], encontrando-se o modelo de da Silva et al. [136] à parte da média.

A Tabela 26 permite visualizar a proporção de G_I e G_{II} que contribui para o total de G_T para cada um dos métodos analisados do adesivo Araldite® AV138.

Tabela 26 -Proporção de G_I e de G_{II} para o G_T por cada método para o adesivo AV138.

Método	G_T [N/mm]	G_I [%]	G_{II} [%]
Grady [169]	0,49	22,45	75,51
da Silva et al. [136]	0,49	42,86	57,14
Kinloch [8]	0,41	19,51	80,49

Constata-se que, no caso dos modelos de Grady [171] e de Kinloch [8], os contributos de cada componente para os respetivos G_T são semelhantes. De facto, G_I corresponde a $\approx 22,45\%$ de G_T no caso do modelo de Grady [171] e de $\approx 19,51\%$ para o modelo de Kinloch [8]. No caso de G_{II} , a proporção obtida foi de $\approx 75,51\%$ de G_T no caso do modelo de Grady [171] e de $\approx 80,49\%$ para o modelo de Kinloch [8]. No modelo de da Silva et al. [136], a proporção de G_I e de G_{II} para o total de G_T é muito semelhante. Ao contrário dos outros modelos, G_I obtém $\approx 42,86\%$ e $G_{II} \approx 57,14\%$. O contributo da proporção de componentes G_I e de G_{II} relativamente a G_T para cada um dos modelos influenciará o resultado final das curvas- R e do envelope de fratura que tiverem de ser efetuadas.

Pela Figura 104, pode-se verificar o envelope de fratura dos provetes com o adesivo Araldite® AV138 obtido em cada um dos ensaios tendo em conta os expoentes apresentados na Tabela 19 e os pontos apresentados na Tabela 22. As quatro curvas representadas no envelope de fratura correspondem a quatro expoentes diferentes aplicados à equação que representa a relação entre G_I e G_{II} com base na Equação (31).

Os valores obtidos nos ensaios e demonstrados na Figura 104 permitem demonstrar a influência que cada um dos componentes de modo I e modo II teve em cada um dos modelos. Pode-se observar que existem diferenças entre os métodos de redução utilizados. Os provetes CLS_AV138_1, CLS_AV138_2 e CLS_AV138_4 no método de Grady [169] aproximam-se do critério linear ($a=1$), tendo uma boa concentração. O provete CLS_AV138_3 foge da concentração de pontos ficando entre os critérios linear e $a=3/2$. Os pontos obtidos pelo método de da Silva et al. [136], apresentam uma boa concentração entre os critérios $a=3/2$ e o linear, com exceção do provete CLS_AV138_3, que fica entre os critérios $a=3/2$ e $a=2$. Já pelo método de Kinloch [8], os pontos são mais dispersos entre si encontrando-se entre os critérios linear e $a=1/2$, embora o provete

CLS_AV138_4 aproxime-se mais do critério $a=1/2$ e o provete CLS_AV138_1 encontre-se coincidente com o critério linear. Os pontos que se encontram no meio de dois critérios não permitem estabelecer qual dos critérios que melhor se adequa ao que se pretende.

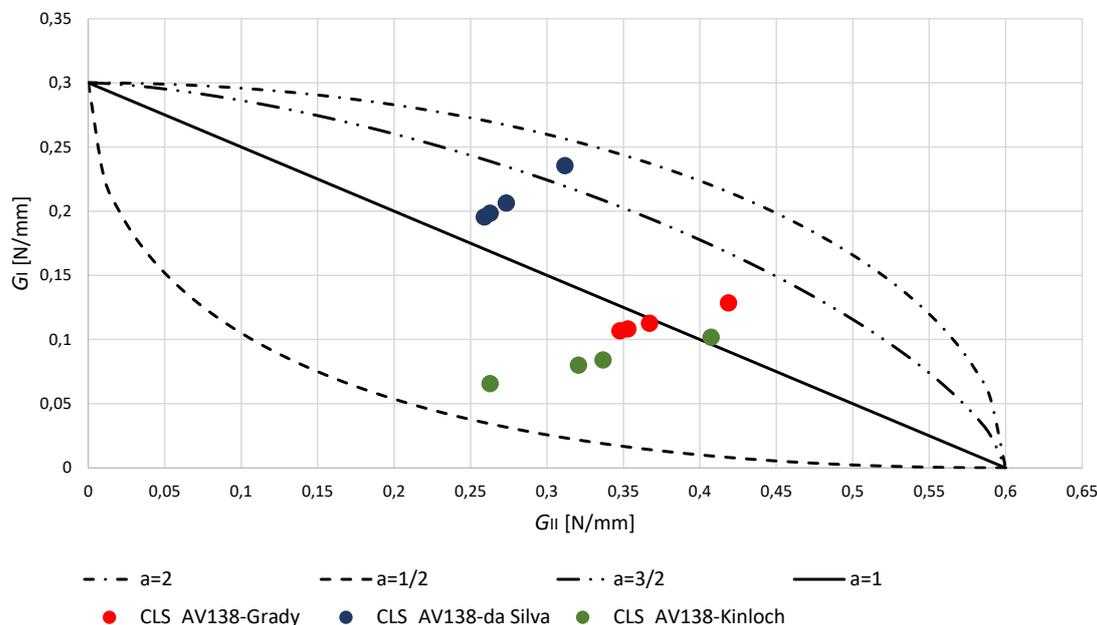


Figura 104 - Envelope de fratura dos quatro provetes ensaiados com adesivo Araldite® AV138.

3.1.6.2 Araldite® 2015

Para o adesivo Araldite® 2015, foram ensaiados quatro provetes. De estes quatro provetes foram obtidas as respetivas curvas $P-\delta$, que se podem visualizar na Figura 105. Pelas curvas obtidas e observadas de $P-\delta$, na Figura 105, constata-se que os provetes apresentaram comportamentos semelhantes após o início da fenda. Todos os provetes têm um declive inicial semelhante, mas que tende a divergir ligeiramente antes do início do crescimento da fenda. Ou seja, o valor da carga aplicada vai aumentando de uma forma linear correspondente ao regime elástico até ao surgimento de uma não linearidade que corresponde à formação da zona de processo da fratura ou regime plástico. Observaram-se pontos de inflexão na curva $P-\delta$ que representam o pico da carga que o adesivo resiste até à rotura. Ao longo do ensaio, e à medida que a $P_{máx}$ do adesivo se aproxima, existe um amaciamento progressivo do adesivo até à sua rotura. A queda repentina na curva quando atinge $P_{máx}$ não é acentuada, sendo este comportamento visível na Figura 105 típico de um adesivo dúctil.

O provete CLS_2015_1 foi o primeiro a ser ensaiado. Este provete foi testado ainda antes de se colocarem os calços de alumínio para evitar o escorregamento nas garras da máquina de ensaio. Nas primeiras tentativas de ensaio, o provete escorregava das maxilas da máquina de ensaio. Visto não se conseguir efetuar o ensaio sem evitar o

escorregamento, procedeu-se ao corte de calços de alumínio e colaram-se os mesmos no provete. Esta operação permitiu minimizar o efeito do escorregamento. No entanto, o adesivo já tinha sofrido cargas de tração ao longo das tentativas de ensaio. Em consequência desta situação, a resistência mecânica do adesivo sofreu uma diminuição que promoveu uma alteração do comportamento do adesivo ao longo do ensaio. Este comportamento é visível pelo declive da curva $P-\delta$, onde se pode verificar que a rigidez é diferente da dos outros provetes, e que o primeiro ponto de inflexão da curva apresenta um deslocamento superior aos restantes provetes. Já o provete CLS_2015_3, embora tenha uma rigidez semelhante aos restantes provetes, tem um ponto de inflexão de curva mais baixo, o que é visível pela Figura 105. Isto deve-se a uma possível quebra da resistência mecânica do adesivo mais cedo relativamente aos restantes provetes.

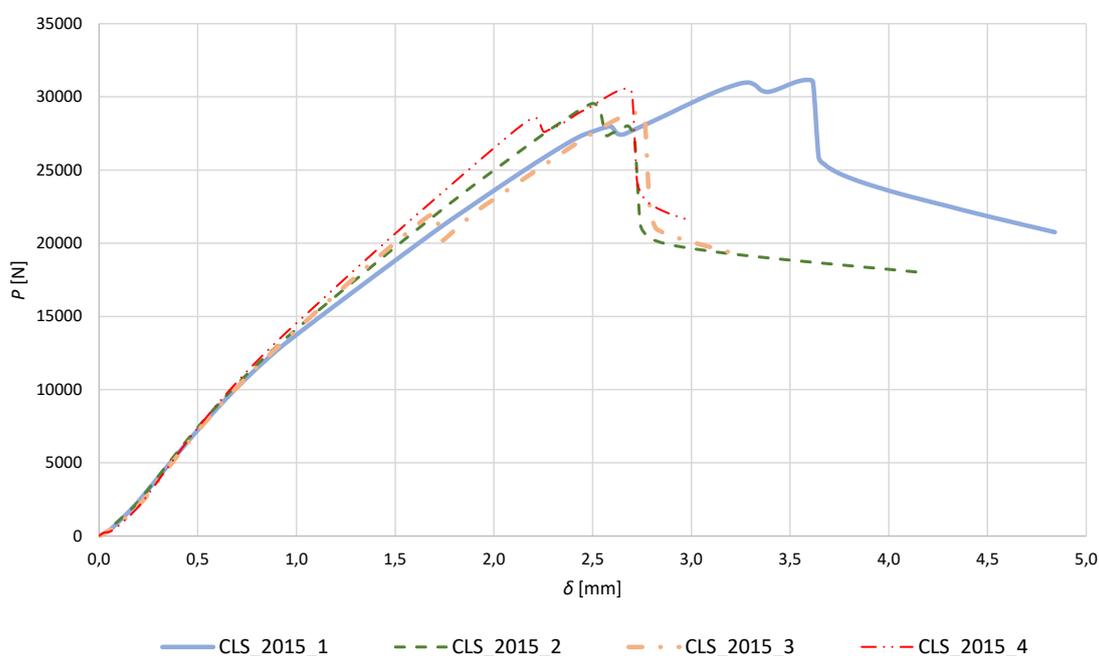


Figura 105 - Curvas $P-\delta$ do adesivo Araldite® 2015 obtidas no ensaio.

Pela Tabela 27, pode-se verificar que a $P_{m\acute{a}x}$ atingida no conjunto destes ensaios ocorreu no provete CLS_2015_2, com 29541,10 N e 2,51 mm de $\delta_{m\acute{a}x}$. O provete CLS_2015_1 não é representativo do ensaio, visto ter sido o provete que serviu de preparação dos ensaios posteriores. Os valores de $P_{m\acute{a}x}$ e de $\delta_{m\acute{a}x}$ nos quatro provetes podem ser observados na Tabela 27.

Tabela 27 - Valores máximos de $P_{m\acute{a}x}$ e $\delta_{m\acute{a}x}$ obtidos nos ensaios do adesivo Araldite® 2015.

	Velocidade [mm/min]	$P_{m\acute{a}x}$ [N]	$\delta_{m\acute{a}x}$ [mm]
CLS_2015_1	0,5	27947,65	2,60
CLS_2015_2	0,5	29541,10	2,51
CLS_2015_3	0,5	22060,82	1,71
CLS_2015_4	0,5	28560,62	2,20
Média		27027,55	2,25
Desvio Padrão		3375,56	0,40

Pela Tabela 27 pode-se verificar que os ensaios tiveram uma boa repetibilidade, comprovada por um baixo desvio padrão. Depois de se obter os dados experimentais procedeu-se à análise dos dados dos quatro provetes. A Figura 106 apresenta as curvas- R para G_T , G_I e G_{II} segundo os métodos de redução de Kinloch [8], de da Silva et al. [136] e de Grady [169]. Como referido anteriormente, estas curvas procuram relacionar a evolução dos parâmetros G_T , G_I e G_{II} com o comprimento de fenda dos provetes ensaiados, tal como procuram analisar a evolução da energia de deformação libertada ao longo do ensaio. Através dos diversos métodos de redução referidos na alínea 3.1.5 procurou-se obter os valores de G_T , G_I e G_{II} resultantes dos vários provetes ensaiados. Estes ensaios foram dados por terminados quando a extensão da fratura atingiu o fim da escala colada ao provete, daí que as curvas da Figura 106 não finalizarem com carga em zero.

Os modelos de Kinloch [8] (modelo 6), de Grady [169] (modelo 10), e de da Silva et al. [136] (modelo 11) permitem obter os componentes G_T , G_I e G_{II} . Os dados de G_I e G_{II} obtidos por da Silva et al. [136] são retirados a partir do G_T de Grady [169]. Pode-se observar pela Figura 106 que os dados obtidos para o G_T , tanto para o modelo de Grady [169] como para o de Kinloch [8], vão influenciar os resultados obtidos para cada um dos elementos (G_I e G_{II}).

As curvas representadas pela Figura 106 são muito idênticas e permitem observar um conjunto de patamares muito regulares, o que demonstra vários períodos de propagação estável de fenda sob a influência da carga de tração promovida ao longo do ensaio. No decorrer do ensaio, o adesivo vai-se tornando mais resistente à carga devido a possíveis variações das propriedades ao longo das camadas do adesivo. Estas variações das propriedades do adesivo, que promovem os patamares visíveis ao longo do ensaio experimental, não permitem obter um patamar único, como seria desejável.

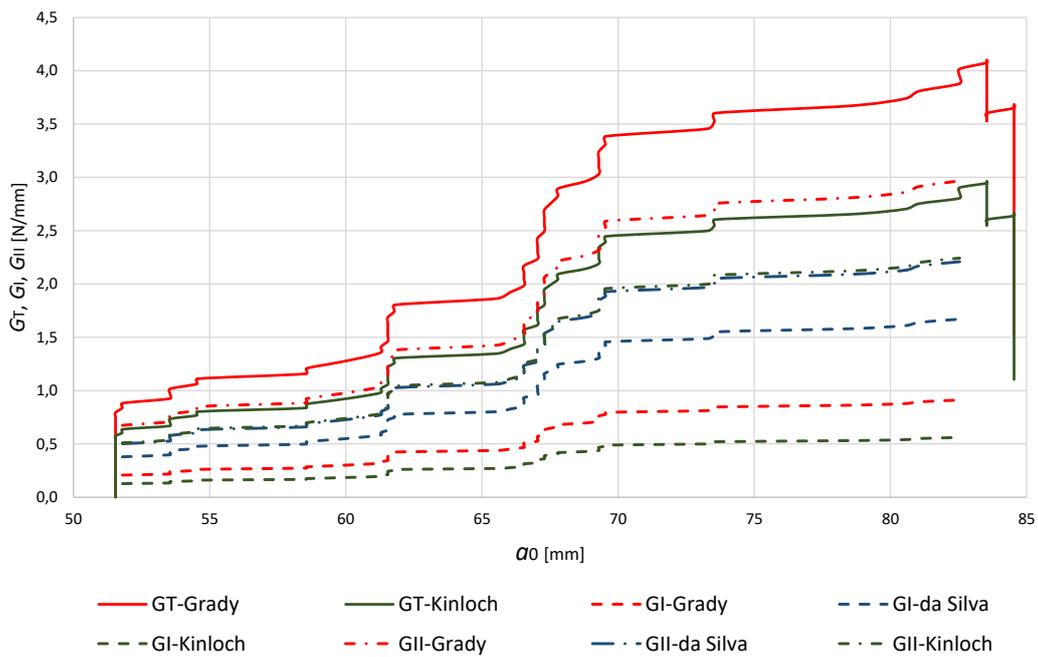


Figura 106 - Comparação entre os elementos obtidos pelo provete CLS_2015_2 por cada modelo para o adesivo Araldite® 2015.

Pode-se verificar pela Figura 107 que as curvas de G_T relativas ao provete CLS_2015_2 para os modelos de Grady [169] e de Kinloch [8] são paralelas, apesar de a média de G_T de Grady [169] ser $\approx 16,58\%$ superior em relação à média G_T do modelo de Kinloch [8].

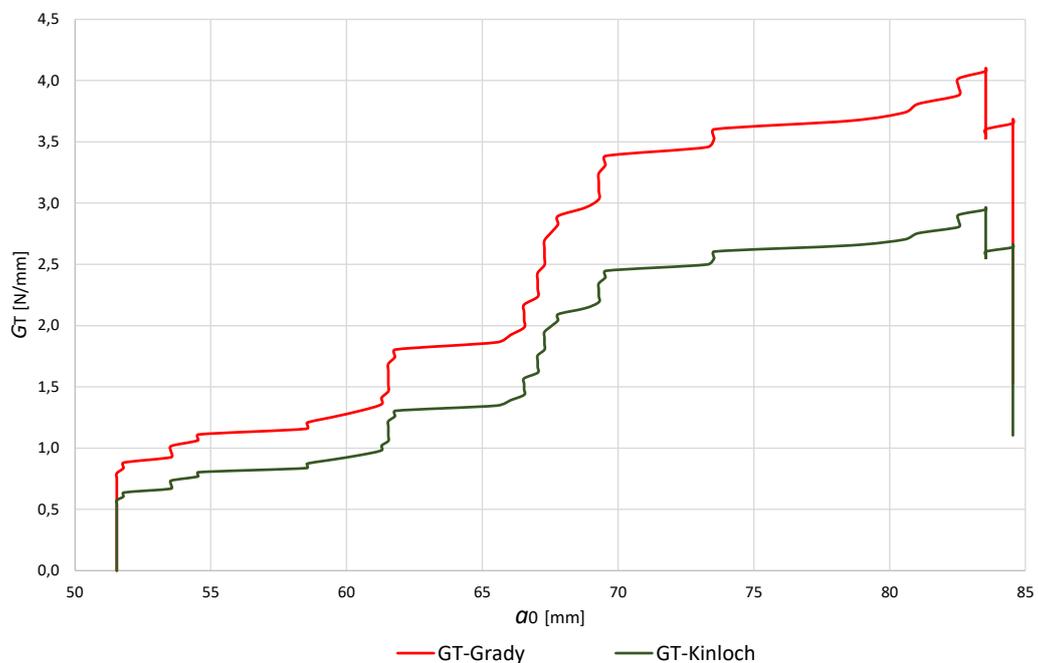


Figura 107 - Comparação entre o G_T obtidos para o provete CLS_2015_2 para o adesivo Araldite® 2015.

Pela Tabela 28 pode-se observar os valores médios obtidos pelos métodos de redução de da Silva et al. [136], de Grady [169] e de Kinloch [8]. Verifica-se que os ensaios foram muito consistentes, com médias muito semelhantes e um desvio padrão reduzido relativamente à média de ensaio. Adotando como elemento de comparação o trabalho de Grady [169], destaca-se na Tabela 28 que o seu G_T médio é $\approx 36,96\%$ superior ao obtido por Kinloch [8]. Por outro lado, o modelo de da Silva et al. [136] utiliza o modelo de Grady [169] para obter o G_T . Relativamente ao componente G_I , a média de Grady [169] é $\approx 60,93\%$ superior à obtida por Kinloch [8] e $83,16\%$ inferior à obtida por da Silva et al. [136]. No componente G_{II} , a média de Grady [169] é $\approx 30,97\%$ superior à obtida por Kinloch [8] e $\approx 34,31\%$ superior à obtida por da Silva et al. [136].

Dada a diferença existente entre as fórmulas para cada um dos modelos, os valores obtidos por estas têm ligeiras diferenças. Enquanto Kinloch [8] obtém a proporção de G_{II} relativamente a G_I arbitrando um valor entre 0,2 e 0,3 para igualar ao rácio G_I/G_{II} de juntas adesivas da Equação (17), da Silva et al. [136] obtém a proporção do componente G_{II} relativamente a G_I utilizando o ângulo ψ e substituindo-o na Equação (30). Grady [169] através do trabalho de Wilkins [170] obtém a proporção de G_I relativamente a G_T e utiliza a Equação (29) para obter o componente em falta. Assim, verifica-se pela Tabela 28 que os valores obtidos pelos métodos de redução de Grady [169], Kinloch [8] e de da Silva et al. [136] são muito aproximados entre si, significando isto que são modelos que caracterizam bem o comportamento de um adesivo dúctil.

Tabela 28 - Valores obtidos segundo os métodos de redução de Grady [171], da Silva et al. [136] e de Kinloch [8].

	G_T Grady [N/mm]	G_T Kinloch [N/mm]	G_I Grady [N/mm]	G_I da Silva [N/mm]	G_I Kinloch [N/mm]	G_{II} Grady [N/mm]	G_{II} da Silva [N/mm]	G_{II} Kinloch [N/mm]
CLS_2015 _1	2,05	1,09	0,48	0,88	0,22	1,57	1,17	0,87
CLS_2015 _2	1,50	1,29	0,35	0,65	0,26	1,15	0,85	1,03
CLS_2015 _3	1,83	1,49	0,43	0,79	0,30	1,40	1,04	1,19
CLS_2015 _4	1,90	1,45	0,45	0,82	0,29	1,46	1,08	1,16
Média	1,82	1,33	0,43	0,78	0,27	1,39	1,04	1,06
Desvio Padrão	0,20	0,16	0,05	0,09	0,03	0,15	0,11	0,13

Pela Tabela 29 pode-se observar o desvio percentual entre cada um dos componentes em relação à média dos seus valores.

Tabela 29 - Desvio dos valores dos provetes com Araldite® 2015 relativamente à média obtida.

	G_T Grady [%]	G_T Kinloch [%]	G_I Grady [%]	G_I da Silva [%]	G_I Kinloch [%]	G_{II} Grady [%]	G_{II} da Silva [%]	G_{II} Kinloch [%]
CLS_2015_1	41,66	-32,55	2,30	7,72	-1,30	24,38	13,51	-20,83
CLS_2015_2	-58,38	-5,64	-3,22	-10,82	-0,23	-34,16	-18,94	-3,61
CLS_2015_3	1,81	21,62	0,10	0,34	0,86	1,06	0,59	13,83
CLS_2015_4	14,91	16,58	0,82	2,76	0,66	8,73	4,84	10,61

Os dados apresentados na Tabela 29 mostram uma inconstância dos valores relativamente à média obtida. As diferenças são mais notórias no provete CLS_2015_1, devido a este provete ter sido ensaiado antes da colocação dos calços de alumínio, o que se refletiu na resistência mecânica do adesivo. No provete CLS_2015_2, a inconstância de valores é inferior à média, não indo assim de encontro ao comportamento esperado. São os provetes CLS_2015_3 e CLS_2015_4 que apresentam valores mais constantes relativamente à média do conjunto de ensaios. A exceção dá-se no modelo de Kinloch [8] em que os valores obtidos para G_T variam entre os 21,62% e os 16,58%.

Relativamente aos modelos que só se conseguem obter o G_T , os dados obtidos encontram-se resumidos na Tabela 30, juntamente com os dados obtidos para Grady [169] e para Kinloch [8]. Juntando todos os métodos consegue-se perceber qual dos métodos é o que melhor responde ao estudo a ser efetuado.

Tabela 30– Tabela de comparação de valores do G_T segundo os métodos de redução escolhidos.

	G_T Grady [N/mm]	G_T Kinloch [N/mm]	G_T Brussat [N/mm]	G_T Gustafson [N/mm]	G_T Azari [N/mm]
CLS_2015_1	2,05	1,09	3,49	2,34	2,34
CLS_2015_2	1,50	1,29	1,62	1,09	1,09
CLS_2015_3	1,83	1,49	1,92	1,29	1,29
CLS_2015_4	1,90	1,45	2,22	0,29	0,29
Média	1,82	1,33	2,31	1,25	1,25
Desvio Padrão	0,20	0,16	0,71	0,73	0,73

Pelos valores médios verifica-se que existe uma dispersão de valores entre os vários métodos. Constata-se que, no modelo de Gustafson et al. [161] e Azari et al. [149], os valores são os mesmos, pelo que se conclui que suas fórmulas são equivalentes. Estes

dois métodos comparados, com o de Grady [169], têm valores aproximados, o que faz com que estes sejam compatíveis. Tomando como referência os valores obtidos por Grady [169], a média deste modelo é 45,67% superior aos dos modelos de Gustafson et al. [161] e Azari et al. [149], e 36,96% superior relativamente a Kinloch [8]. Por outro lado, o modelo de Grady [169] é inferior em 21,22% ao de Brussat et al. [148]. Do conjunto destes modelos, o de Brussat et al. [148] é o que mais se afasta relativamente à média dos restantes modelos. No entanto, tendo todos estes modelos desvios padrão reduzidos, conclui-se que os ensaios demonstram uma boa consistência de resultados. Pela Tabela 31 pode-se observar o desvio percentual para cada um dos métodos relativamente à média dos valores obtidos para cada um dos provetes. Verifica-se uma grande inconsistência de valores. Destacam-se os modelos de Brussat et al. [148], Gustafson et al. [161] e Azari et al. [149] como sendo os modelos com maior desvio percentual no conjunto de todos os provetes. Entre estes métodos, o pior é o de Brussat et al. [148]. Por outro lado, os modelos de Grady [169] e de Kinloch [8] são os que se aproximam em termos de resultados entre si, e que obtêm a menor diferença percentual relativamente à média obtida dos ensaios. Desta forma, estes modelos apresentam menor erro na altura de se estudar o comportamento de um adesivo dúctil tal como o Araldite® 2015.

Tabela 31 - Desvio dos valores dos provetes com Araldite® 2015 relativamente à média obtida de G_T .

	G_T Grady [%]	G_T Kinloch [%]	G_T Brussat [%]	G_T Gustafson [%]	G_T Azari [%]
CLS_2015_1	41,66	-32,55	272,30	136,52	136,52
CLS_2015_2	-58,38	-5,64	-160,78	-20,67	-20,67
CLS_2015_3	1,81	21,62	-91,07	4,63	4,63
CLS_2015_4	14,91	16,58	-20,45	-120,48	-120,48

Pela Tabela 31 pode-se observar o desvio percentual obtido por cada um dos métodos relativamente à média dos valores obtidos. Os valores percentuais têm uma grande variabilidade, até em comparação com os ensaios efetuados para o adesivo Araldite® AV138. Considera-se que a ductilidade do adesivo é responsável pela inconsistência dos valores obtidos.

A Figura 108 apresenta os valores médios e respetivos desvios padrão de G_I e G_{II} obtidos pelos métodos de Grady [171], da Silva et al. [136] e de Kinloch [8], através dos provetes validados com o adesivo Araldite® 2015. Constata-se pela Figura 108 que existe uma conformidade dos valores obtidos para G_I e G_{II} entre os modelos Grady [171], da Silva et al. [136] e de Kinloch [8], e uma aproximação de valores de G_I e G_{II} entre os modelos da Silva et al. [136] e de Kinloch [8]. Pela Figura 108 podem-se visualizar os dados expostos na Tabela 28, onde já se tinha destacado que a média de Grady [169] para G_I é $\approx 60,93\%$ superior ao resultado de Kinloch [8] e $\approx 83,16\%$ inferior ao de da Silva et al. [136]. Para

G_{II} , a média de Grady [169] é $\approx 30,97\%$ superior à média de da Silva et al. [136] e $\approx 34,31\%$ superior à de Kinloch [8]. Os valores obtidos para o desvio padrão revelam que, tanto para o G_I como para o G_{II} , a variação obtida relativamente à média dos valores é reduzida.

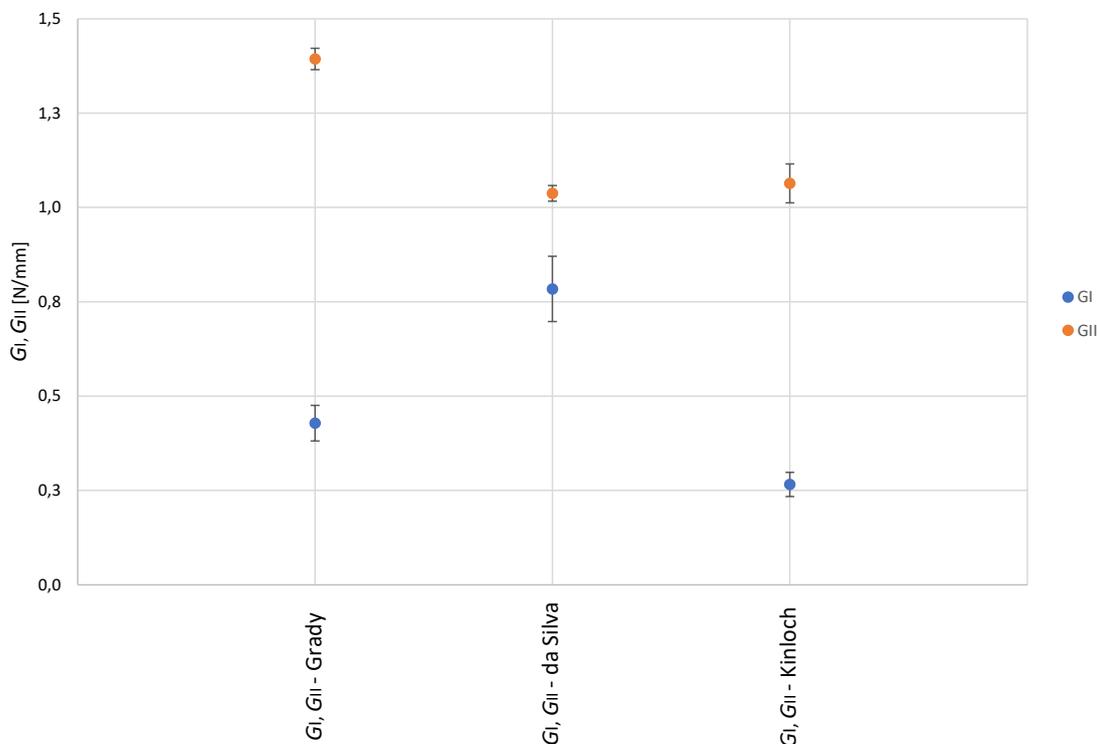


Figura 108 - Proporção dos componentes G_I e G_{II} obtidos em cada um dos métodos para o adesivo Araldite® 2015.

A Tabela 32 permite visualizar a proporção de G_I e G_{II} que contribui para o total de G_T para cada um dos métodos analisados do adesivo Araldite® 2015.

Tabela 32 - Proporção de G_I e de G_{II} para o G_T por cada método para o adesivo Araldite® 2015.

Método	G_T [N/mm]	G_I [%]	G_{II} [%]
Grady [169]	1,82	23,50	76,50
da Silva et al. [136]	1,82	43,04	56,96
Kinloch [8]	1,45	20,00	80,00

Constata-se que, no caso dos modelos de Grady [171] e de Kinloch [8], os contributos de G_I e G_{II} para os respetivos G_T são semelhantes. Para G_I tem-se cerca de $\approx 23,50\%$ no caso do modelo de Grady [171] e de $\approx 20,00\%$ para o modelo de Kinloch [8]. Já no caso de G_{II} , a proporção obtida foi de $\approx 76,50\%$ no caso do modelo de Grady [171] e de $\approx 80,00\%$ para o modelo de Kinloch [8]. No modelo de da Silva et al. [136], a proporção de G_I e de G_{II} para o total de G_T é muito semelhante. Ao contrário dos outros modelos, G_I obtém $\approx 43,04\%$ e $G_{II} \approx 56,96\%$. Como tal, as curvas- R e do envelope de fratura que são

apresentadas de seguida vão refletir no seu resultado final os diferentes contributos da proporção de componentes G_I e de G_{II} relativamente a G_T obtidos por cada um dos modelos de redução.

Pela Figura 109, pode-se verificar o envelope de fratura dos provetes com o adesivo Araldite® 2015, tendo em conta os expoentes apresentados na Tabela 19 e os pontos apresentados na Tabela 28.

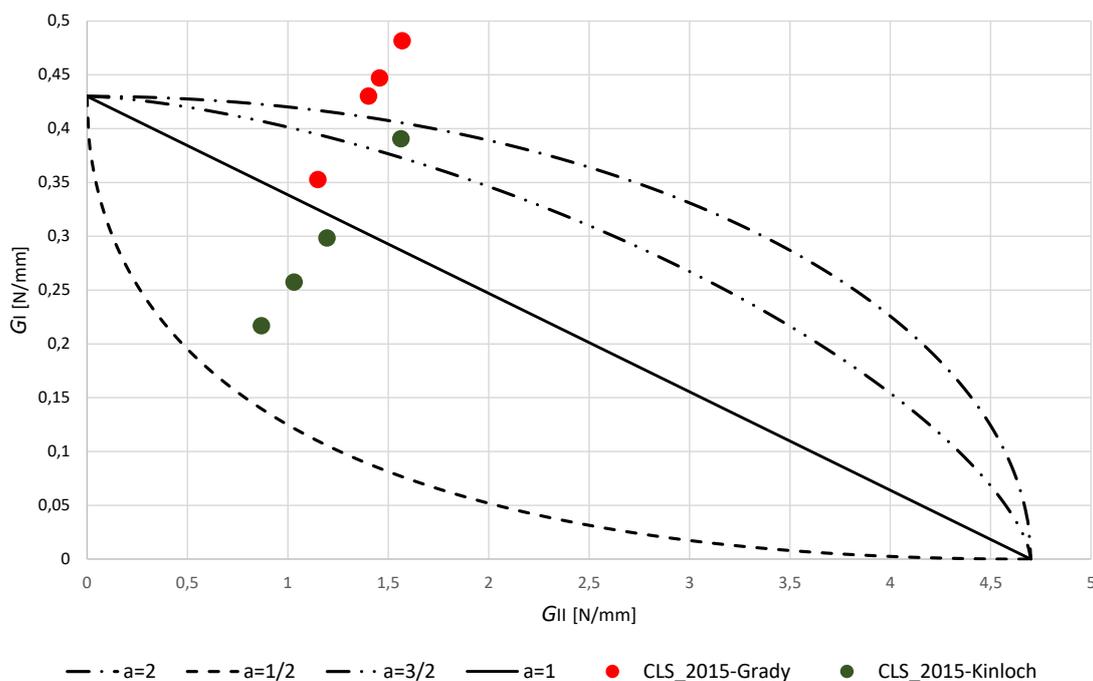


Figura 109 - Envelope de fratura dos quatro provetes ensaiados com adesivo Araldite® 2015.

Os pontos apresentados na Tabela 28 representam o valor de G_{II} no eixo das abcissas e o valor de G_I no eixo das ordenadas, de cada um dos provetes, enquanto as quatro curvas representadas no envelope de fratura correspondem a quatro expoentes diferentes aplicados à Equação (31) e que representam a relação entre G_I e G_{II} baseando-se na Equação (31). Os valores obtidos nos ensaios e demonstrados na Figura 109 permitem demonstrar a influência que cada um dos componentes de modo I e modo II teve em cada um dos modelos, o que possibilita a respetiva comparação. Pode-se observar que existem diferenças entre os métodos de redução utilizados. Os pontos obtidos pelo método de da Silva et al. [136] saem completamente fora do raio de ação de qualquer um dos critérios apresentados no gráfico do envelope de fratura, ou seja, este modelo não é adequado em termos de partição de modos. Assim, estes pontos não são apresentados na Figura 109. Os provetes CLS_2015_3 e CLS_2015_4 no método de Grady [169] encontram-se dispersos mas aproximam-se do critério $a=2$, enquanto o provete CLS_2015_2 se encontra entre os critérios linear e $a=3/2$. O ponto do provete CLS_2015_1 é o que se encontra mais afastado da área de ação dos critérios. O

CLS_2015_1 foi o provete que iniciou a bateria de ensaios experimentais e no qual foi detetada a necessidade de colar calços de alumínio para evitar o escorregamento ao longo dos ensaios, o que pode explicar a diferença observada. Já pelo método de Kinloch [8], o provete CLS_2015_1 encontra-se entre o critério $a=3/2$ e o critério $a=2$. Os restantes provetes encontram-se dispersos entre o critério linear e $a=1/2$. O provete CLS_2015_1 foi o primeiro do conjunto de ensaios a ser testado, mesmo antes de se chegar à conclusão da necessidade de se utilizar calços em alumínio. Esta situação fez com que fosse o provete que se encontra mais afastado dos restantes provetes do mesmo adesivo.

3.2 Análise numérica por MDC

Esta parte do trabalho tem como principal objetivo a validação dos resultados experimentais através da utilização de leis de dano coesivo por MEF.

A análise numérica foi efetuada por simulação em programa adequado, ABAQUS®, pelo método MEF. A simulação efetuada por este programa permitiu verificar se o comportamento da camada adesiva da junta CLS estaria de acordo com a lei coesiva MDC aplicada. A validação da lei coesiva MDC aplicada para cada adesivo pode ser feita, uma vez que o programa inclui um módulo integrado de modelo de dano coesivo que permite simular o comportamento da junta CLS.

3.2.1 Condições da análise numérica

A análise numérica inicia-se com a execução do perfil do provete (modelação da junta) em duas dimensões (2D). Foram utilizados elementos sólidos de estado plano de deformação para os aderentes (CPE4 do ABAQUS®), enquanto para a modelação do adesivo foram usado um elemento coesivo de quatro nós na direção da sua espessura (COH2D4 do ABAQUS®), já utilizado num estudo anterior [230] com uma lei MDC triangular de amaciamento. As não linearidades geométricas foram levadas em conta na análise de rotura pelo MDC. Na Figura 110 pode-se visualizar a malha utilizada.



Figura 110 - Refinamento da malha no ensaio CLS.

As malhas foram adaptadas aos locais onde são colocadas no provete bem como aos esforços previstos. O refinamento da malha visível na Figura 110 foi distribuído de acordo com a posição que se encontram os elementos constituintes da junta relativamente à frente da fenda. Assim, o adesivo é constituído por elementos coesivos com a dimensão de $0,2 \times 0,2 \text{ mm}^2$ em toda a extensão da camada de adesivo desde a pré-fenda. Ao longo do comprimento que sofre influência do adesivo, os aderentes têm uma distribuição de malha diferenciada, na medida em que as extremidades dos aderentes a malha são mais refinadas, com elementos de $0,1 \times 0,5 \text{ mm}^2$, enquanto no seu centro a

malha contém elementos com $1,0 \times 0,5 \text{ mm}^2$. Devido à necessidade de modelar o adesivo com maior precisão, procedeu-se a uma gradação do tamanho dos elementos na direção da espessura do provete com um refinamento dos elementos na proximidade do adesivo (efeito *bias*). A interface entre o aderente e o adesivo é o local onde se desenvolvem os maiores gradientes de tensão, daí a necessidade de refinar a malha nessa zona. Da frente da fenda para a direita, a malha não é tão refinada, pois esta zona não está sujeita a grandes gradientes de tensão, e uma vez que esta não corresponde à zona de análise do ensaio CLS. O menor refinamento e a diminuição do efeito *bias* na malha neste local permitem diminuir o esforço computacional bem como reduzir o tempo de obtenção de dados sem comprometer a precisão dos resultados obtidos nas zonas com grandes variações de tensões. Esta malha pode ser vista no pormenor da frente da fenda na Figura 111.



Figura 111 - Pormenor do refinamento de malha na frente da fenda.

Para reproduzir as condições reais dos ensaios experimentais, no que diz respeito às condições fronteira na extremidade onde os dois aderentes se encontram colados, o provete CLS foi restringido nas direções vertical e horizontal. Restringiu-se a outra extremidade, onde só se encontra o aderente de base, na direção transversa e foi permitida a sua tração no sentido horizontal (Figura 112).



Figura 112 - Condições fronteira do ensaio CLS.

3.2.2 Modelos de dano coesivo

O conceito de zona coesiva como forma de descrever o dano provocado por cargas estáticas na frente da fenda foi inicialmente proposto nos trabalhos de Barenblatt [240, 241] e de Dugdale [242]. Tendo tido uma boa aceitação, os MDC começaram a ser utilizados para simulação do início do dano e da sua respetiva propagação.

As técnicas de previsão da resistência dos adesivos têm-se tornado cada vez mais confiáveis e precisas. Uma das abordagens que mais se tem destacado é a análise numérica [179], sendo o método numérico mais comum no campo da caracterização dos adesivos o MDC [180, 181]. Os MDC são largamente utilizados para simular a iniciação e propagação de fraturas em sólidos [182], prever a resistência de juntas adesivas e são um complemento às análises efetuadas por MEF cujas simulações permitem verificar o crescimento das fraturas tendo em conta princípios energéticos [185].

O processo de formação e crescimento da fratura é simulado por MDC através de leis coesivas [188]. As leis coesivas simulam a evolução das tensões e em consequência o amaciamento da ligação até à rotura, que corresponde à degradação do material [191].

Os MDC estabelecem leis de tração-separação, conhecidas também por leis coesivas, para modelar interfaces ou regiões finitas onde o dano ocorre. Nestas regiões estudam-se a propagação macroscópica do dano ao longo de um dado percurso, desvalorizando fenómenos microscópicos existentes no início da fenda, implementando as respetivas leis coesivas [243]. Entre as leis coesivas destacam-se a triangular ou bilinear, a linear-parabólica, a polinomial, a exponencial e a trapezoidal, como já foram referenciadas no capítulo 2.6.1. A lei triangular tem vindo a ser a mais utilizada devido à sua simplicidade, pelo reduzido número de parâmetros a serem determinados e pelos resultados precisos na maioria das condições [244].

3.2.2.1 Modelo de dano coesivo triangular

A lei de dano coesivo triangular da Figura 113 está dividida em dois modos de carregamento: lei em modo puro (tração e corte) e a lei em modo misto. No modo puro de tração e corte, os nós homólogos dos elementos coesivos encontram-se ligados por relações de tração e corte representados pelas tensões (t_n , t_s) e deslocamentos relativos (δ_n , δ_s) visíveis na Figura 113. Estas relações permitem replicar o comportamento elástico em tração e em corte até à degradação total das propriedades do material [144]. As áreas abaixo da lei coesiva triangular de tração e corte representam G_{IC} e G_{IIC} , respetivamente. Sob condição de carga mista, a lei coesiva triangular de modo misto é obtida por meio de critérios de tensão e energéticos [144, 245]. Na formulação deste modelo, devem ser determinados os componentes de deformação normais e de corte a que os elementos coesivos estão sujeitos e isto pode ser feito recorrendo à cinemática do elemento. Já as tensões de membrana são desprezadas em camadas finas de adesivo entre aderentes rígidos.

A Figura 113 representa o modelo 2D da lei coesiva triangular para o estudo estático do crescimento de fenda em MDC implementada pelo programa ABAQUS®. A lei coesiva triangular adotada por este programa é uma lei de simples utilização, necessita de um reduzido número de parâmetros e permite obter resultados precisos para a maioria das condições reais [244].

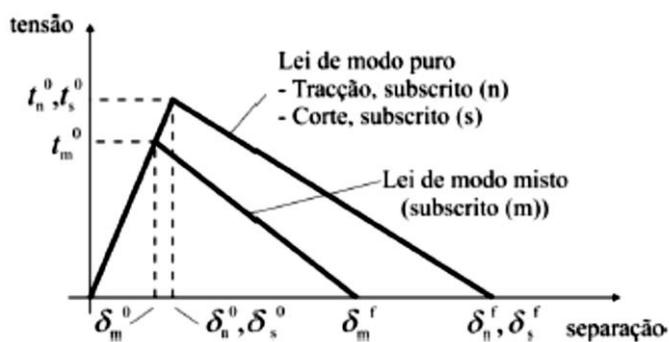


Figura 113 - Lei coesiva triangular do MDC (adaptado de [246]).

Uma matriz constitutiva (\mathbf{k}_{COH}), incluída na Equação (32) entre os vetores de tensão (\mathbf{t}) e deformação ($\boldsymbol{\varepsilon}$), permite definir o comportamento linear elástico, do início da lei até ao seu máximo antes da ocorrência do dano, através dos parâmetros de rigidez da mesma. Estes parâmetros relacionam as tensões coesivas em tração, corte e modo misto (t_n , t_s e t_m) respetivamente, com os deslocamentos coesivos em tração, corte e modo misto (δ_n , δ_s e δ_m) à medida que parte desta lei é percorrida [246].

$$\mathbf{t} = \begin{Bmatrix} t_n \\ t_s \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} k_{nn} & k_{ns} \\ k_{ns} & k_{ss} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \varepsilon_n \\ \varepsilon_s \end{Bmatrix} = \mathbf{k}_{COH} \cdot \boldsymbol{\varepsilon} \quad \text{Equação (32)}$$

Para ligações adesivas ou formulação contínua de camadas finas obtém-se uma boa aproximação aos parâmetros de rigidez através da matriz de rigidez \mathbf{k}_{COH} , admitindo que $k_{nn}=E$, $k_{ss}=G$ e $k_{ns}=0$, onde E corresponde ao módulo de elasticidade longitudinal e G ao módulo de elasticidade transversal. Tendo em conta estes parâmetros, o modelo consegue reproduzir de uma forma muito aproximada a deformação da camada de adesivo [199, 211] durante o período elástico da lei.

Para caracterizar o início do comportamento plástico da lei foi considerado o critério quadrático de tensões de início de dano (Equação (33)). Este é um critério que já provou sua eficácia e precisão [227, 247]. O critério tem em conta a influência do par de solicitações a tração/corte antes do início da degradação do material. Nesta equação aparecem os parêntesis de Macaulay $\langle \rangle$ que indicam que um estado de tensão puramente compressivo não induz a iniciação do dano [211].

$$\left\langle \frac{t_n}{t_n^0} \right\rangle^2 + \left\langle \frac{t_s}{t_s^0} \right\rangle^2 = 1 \quad \text{Equação (33)}$$

Após o critério da Equação (33) ter sido atingido, correspondente à resistência coesiva em modo misto (t_m^0), é que o processo de degradação se inicia [211]. Quando a Equação (33) é satisfeita dá-se o amaciamento das tensões, com exceção das tensões normais compressivas [248]. O processo de amaciamento ou de degradação na região MDC é definida no ABAQUS® pelas tensões de tração ou corte em função do deslocamento de cada uma das variáveis com o deslocamento efetivo e progressivo do dano após o seu início [211]. A separação completa de um par de nós homólogos (δ_m^f) é prevista pela Equação (34) segundo um critério linear energético [248].

$$\frac{G_I}{G_{IC}} + \frac{G_{II}}{G_{IIC}} = 1 \quad \text{Equação (34)}$$

3.2.3 Resultados obtidos

Ao longo deste capítulo são apresentados os elementos resultantes do ensaio efetuado numericamente, nomeadamente curvas P - δ , curvas- R , envelopes de fratura, bem como, os valores de $P_{\text{máx}}$ e de $\delta_{\text{máx}}$.

3.2.3.1 Araldite® AV138

Pela Tabela 33 podem-se verificar os valores de $P_{\text{máx}}$ e do $\delta_{\text{máx}}$ obtidos pelo ensaio numérico do adesivo Araldite® AV138.

Tabela 33 – Valores de $P_{\text{máx}}$ e $\delta_{\text{máx}}$ do adesivo Araldite® AV138 obtidos numericamente.

	$P_{\text{máx}}$ [N]	$\delta_{\text{máx}}$ [mm]
Numérico	12344,48	0,93

Na Figura 114 pode-se observar a curva P - δ do ensaio CLS para o adesivo Araldite® AV138. A curva apresenta um crescimento linear ao longo da fase elástica do adesivo até ao surgimento de uma inflexão da curva correspondente ao limite da resistência do mesmo. Logo após este fenómeno surge um amaciamento da carga aplicada devido ao crescimento da fenda, até que a carga torna a subir. O $P_{\text{máx}}$ na primeira inflexão da curva dá-se com 12344,48 N em $\delta_{\text{máx}}$ de 0,93 mm, sendo que a carga vai evoluindo até ao fim do ensaio devido à tração contínua do aderente base.

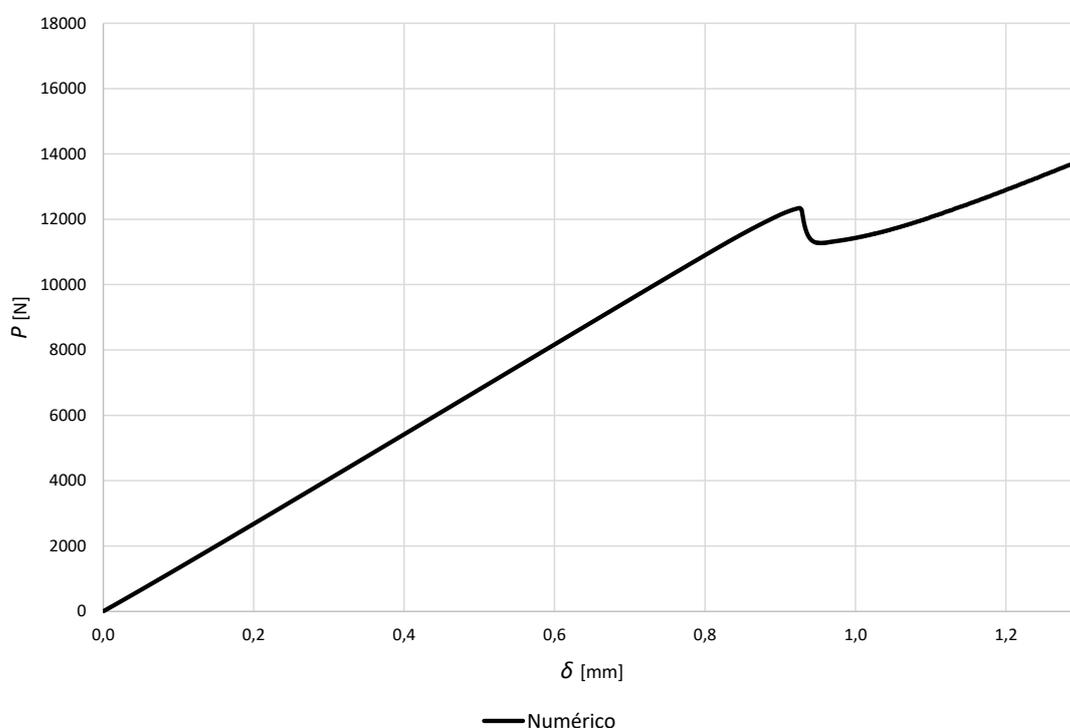


Figura 114 - Curva P - δ do adesivo Araldite® AV138 obtida no ensaio numérico.

Procurou-se através da Figura 115 estabelecer uma comparação entre os modelos de Grady [169], da Silva et al. [136] e de Kinloch [8] na avaliação da evolução da energia de deformação libertada ao longo do ensaio para cada um dos componentes G_T , G_I e G_{II} .

Pode-se observar pela Figura 115 que os dados obtidos para o G_T tanto para o modelo de Grady [169] como para o de Kinloch [8] vão influenciar os resultados obtidos para cada um dos elementos (G_I e G_{II}).

Os modelos de Kinloch [8], de Grady [169] e de da Silva et al. [136] permitem obter os componentes G_T , G_I e G_{II} . Os dados de G_I e G_{II} obtidos por da Silva et al. [136] são retirados a partir do G_T de Grady [169].

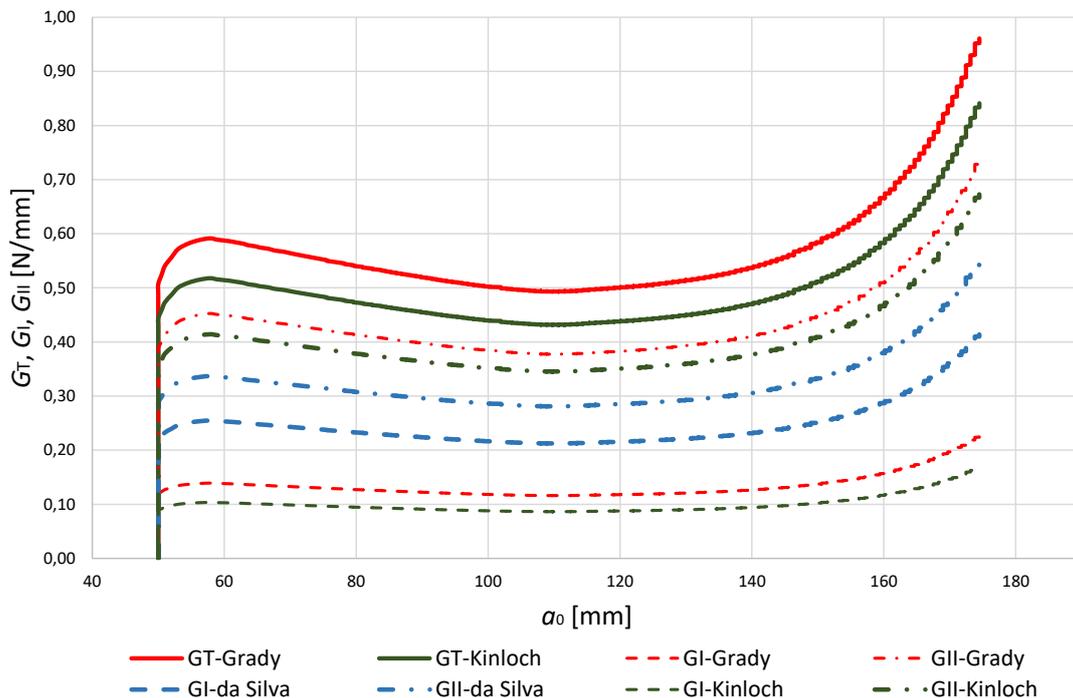


Figura 115 - Comparação entre os elementos obtidos por cada modelo para o adesivo Araldite® AV138.

Observa-se nas curvas da Figura 115 um patamar muito regular, o que demonstra um período de propagação estável da fenda. Esta estabilidade na propagação da fenda denota crescimento da mesma em condições idênticas. Este patamar permitirá obter os valores de G_T , G_I e G_{II} através da realização da média dos valores aí localizados. Este patamar representa o atingir da resistência máxima à fratura do adesivo.

Pode-se verificar pela Figura 116 que as curvas de G_T de ambos os modelos são paralelas, apesar de a média de G_T do modelo de Grady [169] ser $\approx 14,24\%$ superior em relação à média de G_T do modelo de Kinloch [8].

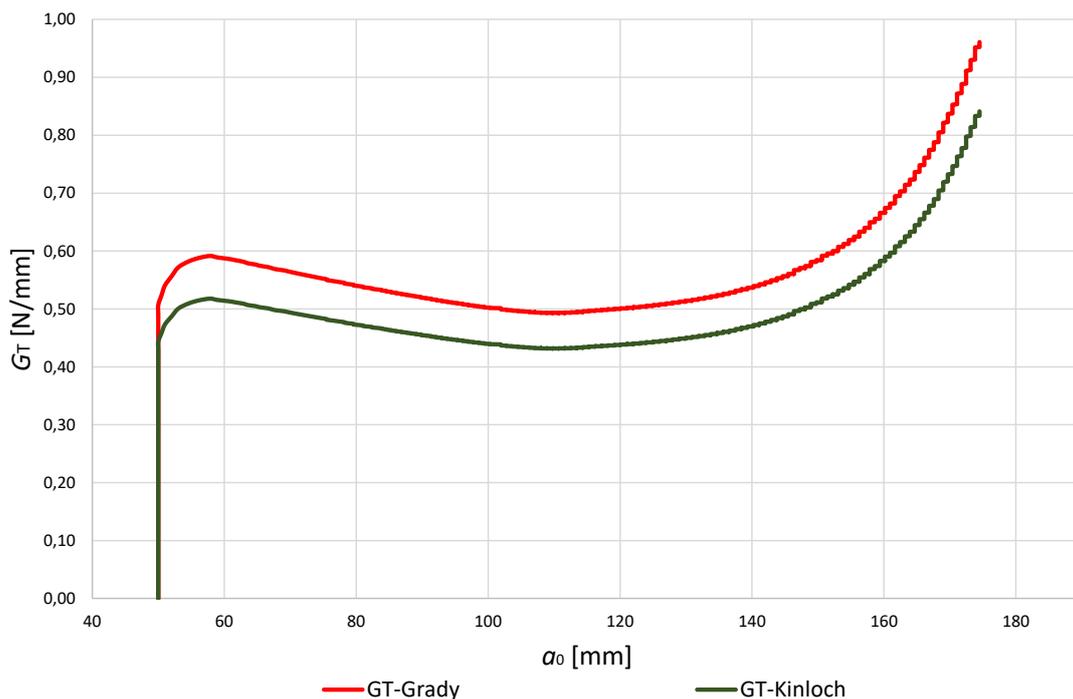


Figura 116 - Comparação do G_T obtido para o adesivo Araldite® AV138 pelo método de Grady e de Kinloch.

Pela Tabela 34 pode-se visualizar os valores médios obtidos pelos métodos de redução de Grady [169], da Silva et al. [136] e de Kinloch [8].

Tabela 34 - Valores obtidos segundo os métodos de redução de Grady [171], da Silva et al. [136] e de Kinloch [8].

	G_T	G_T	G_I	G_I	G_I	G_{II}	G_{II}	G_{II}
	Grady	Kinloch	Grady	da Silva	Kinloch	Grady	da Silva	Kinloch
	[N/mm]	[N/mm]	[N/mm]	[N/mm]	[N/mm]	[N/mm]	[N/mm]	[N/mm]
Numérico	0,53	0,46	0,12	0,23	0,09	0,40	0,30	0,37

A diferença de valores obtida pelos diferentes métodos deve-se sobretudo à forma como são aplicadas as fórmulas de Grady [169] e de para Kinloch [8], que conduz a uma diferença de G_T de $\approx 15,22\%$, que irá influenciar os resultados obtidos para cada um dos componentes. Pelos valores médios visualizados na Tabela 34, verifica-se que o G_I do modelo de Grady [169] é inferior ao da Silva et al. [136] em $\approx 45,40\%$ e superior ao de Kinloch [8] em $\approx 34,23\%$. Relativamente aos valores médios de G_{II} , Grady [169] é superior ao de Kinloch [8] em $\approx 9,24\%$ e $\approx 34,31\%$ ao de da Silva et al. [136]. Estas diferenças decorrem das diferentes formulações para partição de modos a partir de G_T . A maneira de obter os diferentes valores para os componentes varia de modelo para modelo. Grady [169] utiliza o trabalho de Wilkins [170] para obter a proporção de G_I relativamente a G_T com a Equação (28). Já Kinloch [8] iguala o rácio G_I/G_{II} de juntas adesivas para um valor arbitrário entre 0,2 e 0,3 através da Equação (17), conseguindo obter a proporção de G_{II} relativamente a G_I . A Equação (30) é utilizada por da Silva et al.

[136] para obter a proporção do componente G_{II} relativamente a G_I , colocando o valor do ângulo ψ na equação.

Na Tabela 35 estabelece-se uma comparação entre modelos que conseguem obter o valor de G_T .

Tabela 35 – Tabela de comparação de valores do G_T segundo os métodos de redução escolhidos para o adesivo Araldite® AV138.

	G_T Grady [N/mm]	G_T Kinloch [N/mm]	G_T Brussat [N/mm]	G_T Gustafson [N/mm]	G_T Azari [N/mm]
Numérico	0,53	0,46	0,69	0,46	0,46

Pelos valores médios verifica-se que existe uma variação nos valores entre os vários métodos. Esta variação de valores obtida para o cálculo de G_T ocorre devido à maneira como são aplicadas as fórmulas dos diferentes modelos. Constata-se que pelos modelos de Kinloch [8], Gustafson et al. [161] e Azari et al. [149] os valores são os mesmos, pelo que se conclui que as suas fórmulas são equivalentes. O modelo de Grady [169] resulta num G_T inferior ao de Brussat et al. [148] em $\approx 23,33\%$, mas superior aos modelos de Gustafson et al. [161], Azari et al. [149] em $\approx 14,24\%$ e ao de Kinloch [8] em $\approx 14,24\%$.

Na Figura 117, pode-se verificar o envelope de fratura do ensaio numérico com o adesivo Araldite® AV138 tendo em conta os expoentes apresentados na Tabela 19 e os pontos apresentados na Tabela 36.

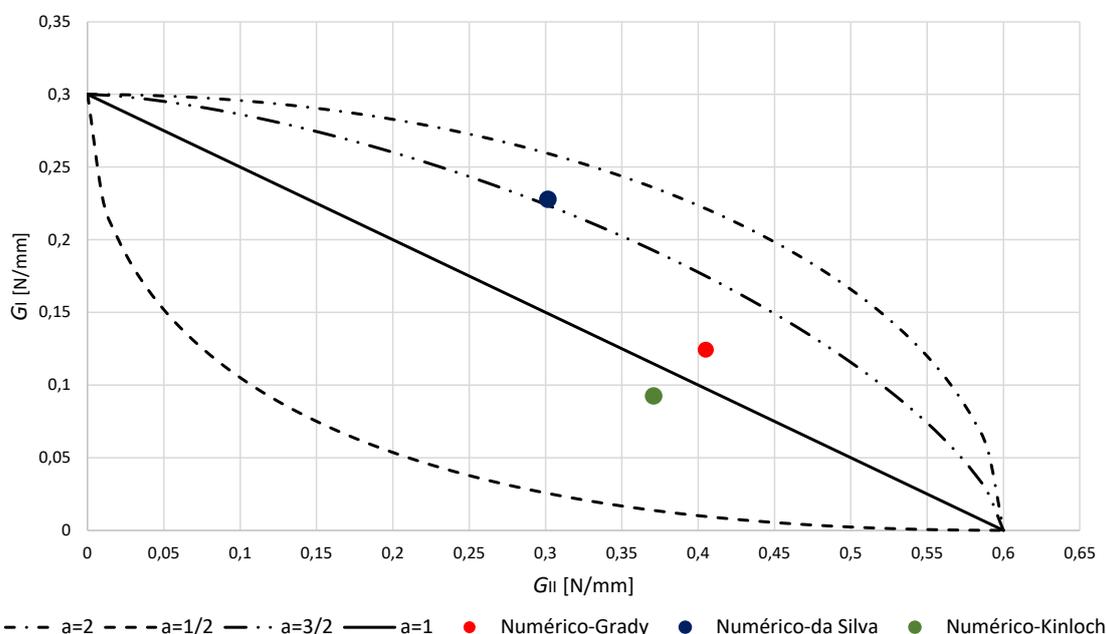


Figura 117 - Envelope de fratura do ensaio numérico com adesivo Araldite® AV138.

Os dados obtidos no ensaio foram estudados segundo os modelos de Grady [169], Kinloch [8] e da Silva et al. [136], e transpostos para o envelope de fratura (Figura 117). Este estudo permitiu obter o posicionamento dos pontos de G_I/G_{II} e comparação com envelopes de fratura estabelecidos. Pode-se observar que existem diferenças entre os métodos de redução utilizados. Os valores obtidos segundo os métodos de Grady [169] e de Kinloch [8], aproximam-se do critério linear ($\alpha=1$). Segundo o método de da Silva et al. [136], o comportamento aproxima-se do critério 3/2. Os valores obtidos permitem estabelecer os critérios que melhor se adequam para reproduzir o comportamento de modo misto dos adesivos. No capítulo 3.3 é realizada a comparação destes valores com os obtidos experimentalmente para efeitos de validação dos critérios obtidos.

3.2.3.2 Araldite® 2015

Encontram-se registados na Tabela 36 os valores da $P_{m\acute{a}x}$ e do $\delta_{m\acute{a}x}$ obtidos numericamente para o adesivo Araldite® 2015.

Tabela 36 – Valores de $P_{m\acute{a}x}$ e $\delta_{m\acute{a}x}$ do adesivo Araldite® 2015 obtidos numericamente.

	$P_{m\acute{a}x}$ [N]	$\delta_{m\acute{a}x}$ [mm]
Numérico	27232,08	2,13

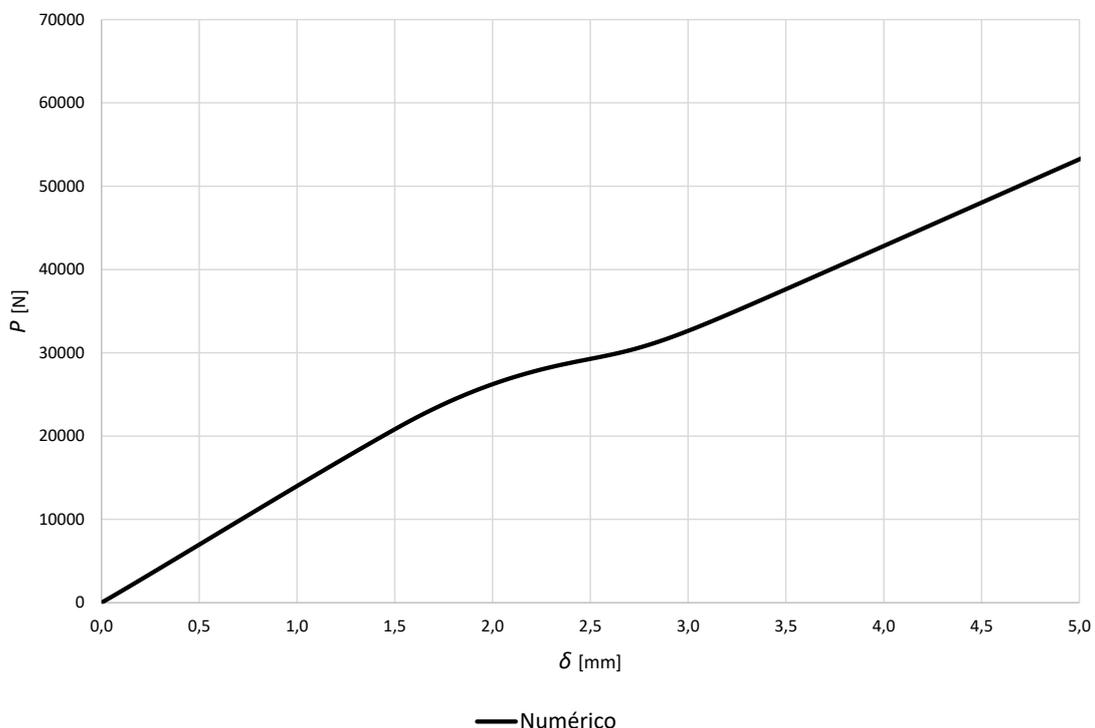


Figura 118 - Curva P - δ do adesivo Araldite® 2015 obtida no ensaio numérico.

Na Figura 118 pode-se observar a curva P - δ do ensaio CLS com o adesivo Araldite® 2015. A curva apresenta um crescimento linear ao longo da fase elástica do adesivo até ao

surgimento de uma quebra de rigidez da curva, correspondente ao início da propagação da fratura. No entanto, ao contrário do adesivo Araldite® AV138, não se observou um ponto de inflexão e descida de P , o que se observou estar relacionado com a maior ductilidade deste adesivo e maior zona de processo de fratura. O $P_{máx}$ na zona de perda de rigidez dá-se com 27232,08 N com $\delta_{máx}$ de 2,13 mm, sendo que a carga vai evoluindo até ao fim do ensaio.

Depois de se obter os dados numéricos procedeu-se à análise dos mesmos. Estes dados poderão ser vistos através da Figura 119 e da Tabela 37. Procurou-se através da Figura 119 estabelecer uma comparação entre os modelos de Grady [169] e de Kinloch [8] na avaliação da evolução da energia de deformação libertada ao longo do ensaio para cada um dos componentes G_T , G_I e G_{II} .

Pode-se observar pela Tabela 37 que as curvas obtidas para o G_T tanto para o modelo de Grady [169] como para o de Kinloch [8] encontram-se sobrepostas, o que leva a concluir que, para este tipo de adesivo, ambos os métodos são concordantes. Estas curvas apresentam um patamar muito regular, o que demonstra um período de propagação estável da fenda. A estabilidade na propagação da fenda demonstra um crescimento da fenda em condições idênticas. Este patamar permitirá obter os valores de G_T , G_I e G_{II} através da realização da média dos valores aí localizados. Este patamar representa o atingir da resistência máxima à fratura do adesivo.

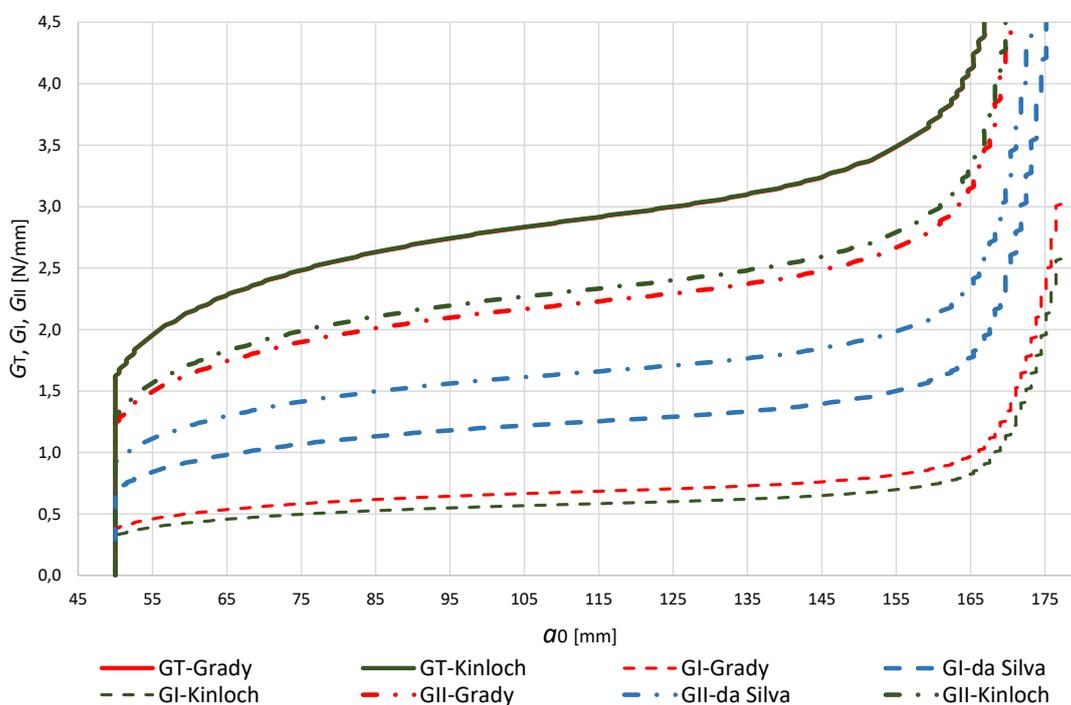


Figura 119 - Comparação entre os elementos obtidos por cada modelo para o adesivo Araldite® 2015.

Pela Tabela 37 pode-se visualizar os valores médios obtidos pelos métodos de redução de Grady [169], da Silva et al. [136] e de Kinloch [8].

Tabela 37 - Valores obtidos segundo os métodos de redução de Grady [171], da Silva et al. [136] e de Kinloch [8].

	G_T Grady [N/mm]	G_T Kinloch [N/mm]	G_I Grady [N/mm]	G_I da Silva [N/mm]	G_I Kinloch [N/mm]	G_{II} Grady [N/mm]	G_{II} da Silva [N/mm]	G_{II} Kinloch [N/mm]
Numérico	1,75	1,75	0,41	0,75	0,35	1,34	1,00	1,40

Pelos valores médios apresentados na Tabela 37, verifica-se que o valor médio do G_T de Grady [169] é semelhante ao do método de Kinloch [8]. Relativamente a da Silva et al. [136], este utiliza o G_T obtido pelo método de Grady [169]. Verifica-se assim que as fórmulas para obtenção de G_T são equivalentes. Relativamente a G_I o modelo de Grady [169] é inferior ao de da Silva et al. [136] em $\approx 45,40\%$ e superior ao de Kinloch [8] em $\approx 17,36\%$. Quanto a G_{II} , Grady [169] é inferior ao de Kinloch [8] em $\approx 4,49\%$ e $\approx 34,31\%$ superior ao de da Silva et al. [136]. Já o modelo de Kinloch [8] quanto a G_I é inferior ao de da Silva et al. [136] em $\approx 53,48\%$ e quanto a G_{II} é inferior em $\approx 86,08\%$. Estas diferenças decorrem das diferentes formulações para partição de modos a partir de G_T . Os valores obtidos no cálculo dos componentes são diferentes porque as suas fórmulas também são diferentes entre si. Grady [169] utiliza o trabalho de Wilkins [170] para obter a proporção de G_I relativamente a G_T (Equação (28)) e assim obter a proporção de um dos componentes. Kinloch [8] utiliza um rácio G_I/G_{II} de juntas adesivas que se encontra-se entre 0,2 e 0,3 e arbitra um valor (Equação (17)) para obter a proporção de G_{II} relativamente a G_I . Já da Silva et al. [136] utiliza o ângulo ψ para obter a proporção do componente G_{II} relativamente a G_I , Equação (30).

Pela Tabela 38 estabelece-se uma comparação entre todos os modelos que conseguem obter o G_T .

Tabela 38 - Tabela de comparação de valores do G_T segundo os métodos de redução escolhidos.

	G_T Grady [N/mm]	G_T Kinloch [N/mm]	G_T Brussat [N/mm]	G_T Gustafson [N/mm]	G_T Azari [N/mm]
Numérico	1,75	1,75	2,61	1,75	1,75

Pelos valores médios verifica-se que existe uma concordância de valores entre todos os métodos com exceção do método de Brussat et al. [148] que é superior em $\approx 49\%$ aos restantes. Esta diferença de valor obtida no cálculo de G_T entre o método de Brussat et al. [148] e os restantes métodos é resultante da sua fórmula e a uma possível menor sensibilidade na obtenção de valores para adesivos dúcteis.

Na Figura 120, pode-se verificar o envelope de fratura do ensaio numérico com o adesivo Araldite® 2015 tendo em conta os expoentes apresentados na Tabela 19 e os pontos apresentados na Tabela 37.

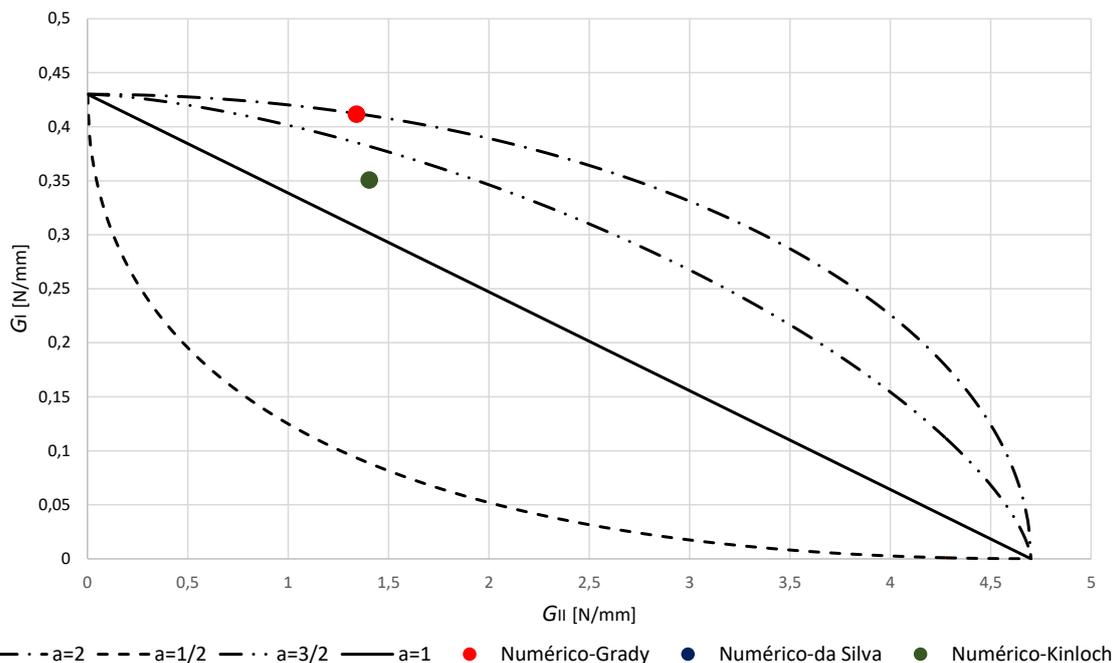


Figura 120- Envelope de fratura do ensaio numérico com adesivo Araldite® 2015.

Os dados obtidos no ensaio foram estudados segundo os modelos de Grady [169], Kinloch [8] e da Silva et al. [136], e transpostos para o envelope de fratura (Figura 120). Este estudo permitiu obter o posicionamento dos pontos de G_I/G_{II} e comparação com envelopes de fratura pré-estabelecidos. Pode-se observar que existem diferenças entre os métodos de redução utilizados. O ponto obtido pelo método de da Silva et al. [136] saiu completamente fora do raio de ação de qualquer um dos critérios apresentados no gráfico do envelope de fratura, ou seja, em termos de partição de modos este modelo não funciona bem. Assim, este ponto não é apresentado na Figura 120. Pelo método de Grady [169] o ponto obtido aproxima-se do critério $a=2$, enquanto pelo método de Kinloch [8] aproxima-se do critério $a=3/2$. Os valores obtidos permitem estabelecer os critérios que melhor se adequam ao que se pretende. Mais uma vez, no capítulo 3.3 é apresentada a validação dos critérios obtidos.

3.2.4 Validação das leis coesivas

As simulações numéricas efetuadas para os adesivos Araldite® AV138 e Araldite® 2015 decorreram de acordo com os parâmetros apresentados nos capítulos anteriores. A lei coesiva utilizada pelo programa ABAQUS® foi utilizada para representar o comportamento dos adesivos quando sujeito a uma sollicitação de modo misto, permitindo assim prever a resistência da junta adesiva. As simulações permitiram ainda efetuar a análise e validação dos dados obtidos em ensaio experimental. A validação das leis coesivas obtidas é efetuada através de comparações das curvas $P-\delta$ entre o estudo numérico e experimental.

Os valores da carga do deslocamento e das taxas de libertação de energia de deformação obtidos serão os parâmetros a serem comparados. Foi tido em consideração que na análise numérica os valores da taxa de libertação de energia em modo puro I e modo puro II foram obtidos em ensaio de modo puro nos trabalhos de Lopes et al. [238] e Azevedo et al. [239].

3.2.4.1 Araldite® AV138

Pela Figura 121 estabelece-se uma comparação das curvas P - δ obtidas experimentalmente com a curva obtida numericamente por MEF para o adesivo Araldite® AV138. Observa-se pela Figura 121 que as curvas P - δ obtidas pelo adesivo Araldite® AV138 em ambos os ensaios se encontram alinhadas, ou seja, as curvas apresentam um crescimento linear ao longo da fase elástica do adesivo até ao surgimento de uma inflexão da curva, correspondente ao limite da resistência do mesmo. Chegando a este ponto de inflexão de curva surge um amaciamento da carga aplicada devido ao crescimento da fenda. O ponto de inflexão da curva obtido no ensaio numérico surge com $P_{\text{máx}}$ de 12344,48 N aos $\delta_{\text{máx}}$ de 0,93mm, enquanto na média dos ensaios experimentais $P_{\text{máx}}$ surge com 12205,47 N na média de $\delta_{\text{máx}}$ de 0,97 mm.

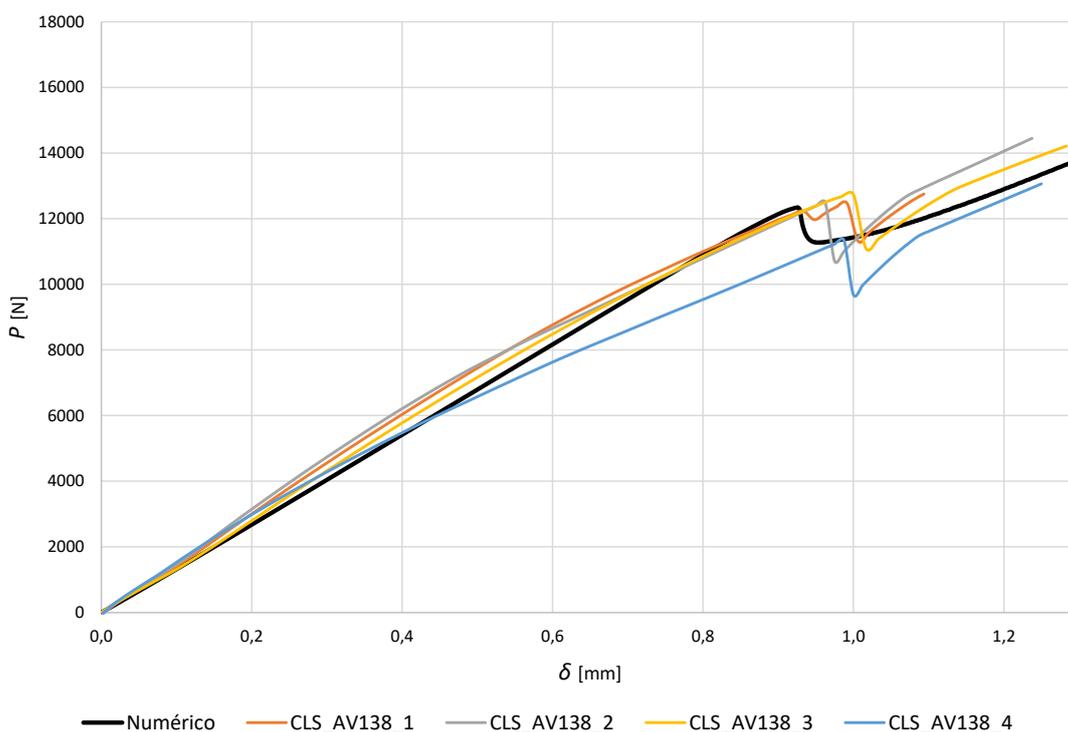


Figura 121 - Comparação das curvas P - δ do ensaio experimental com a do ensaio numérico para o adesivo Araldite® AV138.

É estabelecido pela Tabela 39 a variação percentual de $P_{\text{máx}}$ e do $\delta_{\text{máx}}$ da média dos ensaios experimentais em relação ao ensaio numérico.

Tabela 39 – Variação percentual dos valores de $P_{m\acute{a}x}$ e de $\delta_{m\acute{a}x}$ entre o valor médio dos ensaios experimentais e os valores obtidos numericamente para o adesivo Araldite® AV138.

	$P_{m\acute{a}x}$ [N/mm]	Variação [%]	$\delta_{m\acute{a}x}$ [mm]	Variação [%]
Média experimental	12205,47	-1,13	0,97	4,83
Numérico	12344,48		0,93	

Observa-se pela Tabela 39 que o valor médio de $P_{m\acute{a}x}$ obtido pelos ensaios experimentais foi $\approx 1,13\%$ inferior em relação ao que foi obtido numericamente. No entanto, relativamente ao $\delta_{m\acute{a}x}$, a variação entre ensaios é superior à obtida na comparação entre $P_{m\acute{a}x}$. O deslocamento médio experimental foi $\approx 4,83\%$ superior ao ensaio numérico.

Pela Tabela 40 estabelece-se uma comparação entre todos os modelos que conseguem obter o G_T . A Tabela 40 mostra a média dos valores obtidos nos ensaios experimentais e estabelece a comparação com o resultado numérico. É a diferença percentual entre estes ensaios que permite estabelecer a comparação entre os mesmos. Através da diferença percentual constata-se que, no caso do modelo de Grady [169], o ensaio numérico obteve valores superiores em $\approx 8,25\%$ à média dos ensaios experimentais. Para os modelos de Kinloch [8], de Brussat et al. [148], de Gustafson et al. [161] e de Azari et al. [149], o ensaio numérico obteve valores superiores em $\approx 10,50\%$ à média dos ensaios experimentais.

Tabela 40 - Comparação dos valores obtidos para G_T com Araldite® AV138 nos ensaios experimental e numérico.

	G_T -Grady [N/mm]	G_T -Kinloch [N/mm]	G_T -Brussat [N/mm]	G_T -Gustafson [N/mm]	G_T -Azari [N/mm]
CLS_AV138	0,49	0,41	0,62	0,41	0,41
Numérico	0,53	0,46	0,69	0,46	0,46
Δ [%]	-8,25	-10,50	-10,50	-10,50	-10,50

A Figura 122 permite visualizar graficamente uma comparação de G_T efetuada entre os valores obtidos no ensaio numérico com os valores obtidos de um dos provetes ensaiado experimentalmente (CLS_AV138_4) para cada um dos modelos estudados. Verifica-se que, nestes ensaios, o patamar de propagação de fenda é relativamente estável, existindo uma maior libertação de energia de propagação no ensaio numérico.

Na Tabela 41 é estabelecida uma comparação entre a média dos valores obtidos experimentalmente com os que foram obtidos numericamente, para cada um dos componentes necessários à validação dos critérios de propagação (G_I e G_{II}). A Tabela 41 mostra a média obtida nos ensaios experimentais dos provetes CLS_AV138 para cada um dos componentes. Aos resultados da média dos valores obtidos experimentalmente estabeleceu-se uma comparação com os valores obtidos do ensaio numérico através da diferença percentual. Constata-se que o valor numérico obtido para o modelo de Kinloch [8] é superior em $\approx 10,50\%$ relativamente à média de valores experimentais.

Relativamente aos modelos Grady [169] e da Silva et al. [136], os valores obtidos ao nível numérico são $\approx 8,25\%$ superiores à média de valores obtido experimentalmente.

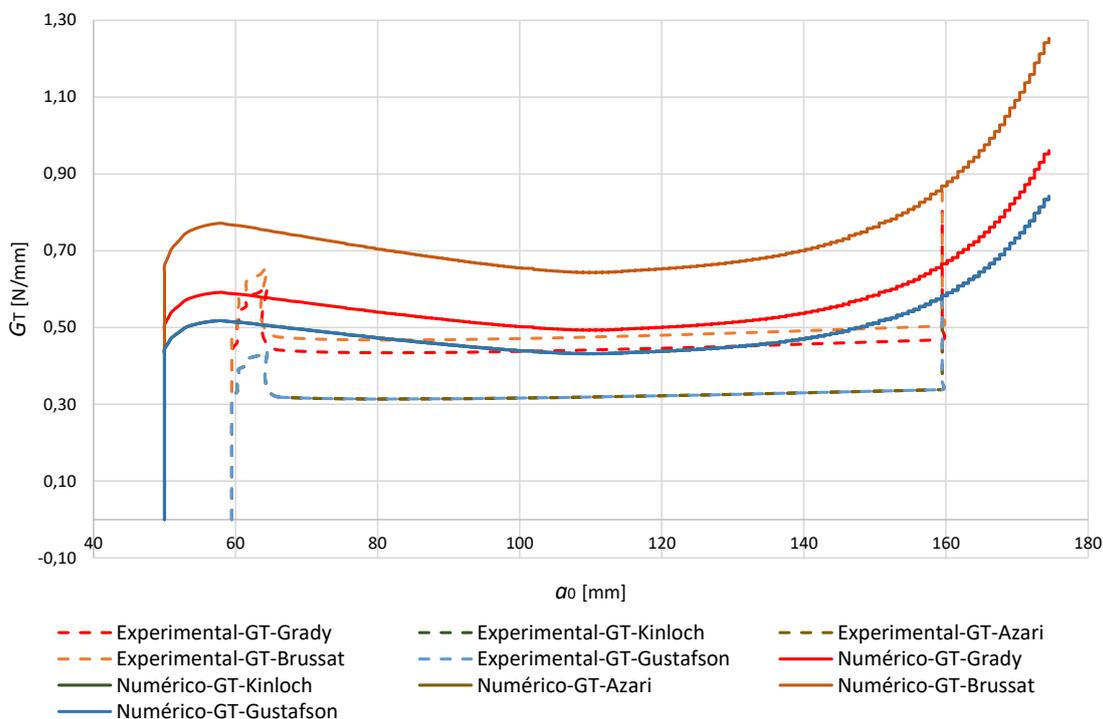


Figura 122 – Comparação das curvas-R de G_T obtidas para o provete CLS_AV138_4 e pelo ensaio numérico pelos diferentes métodos de redução.

Tabela 41 - Comparação da média de valores obtidos nos ensaios experimentais com o numérico para Araldite® AV138.

	G_I Grady [N/mm]	G_I da Silva [N/mm]	G_I Kinloch [N/mm]	G_{II} Grady [N/mm]	G_{II} da Silva [N/mm]	G_{II} Kinloch [N/mm]
CLS_AV138	0,11	0,21	0,08	0,37	0,28	0,33
Numérico	0,12	0,23	0,09	0,40	0,30	0,37
Δ [%]	-8,25	-8,25	-10,50	-8,25	-8,25	-10,50

Os valores obtidos na Tabela 41 podem ser visualizados e comparados através da Figura 123, Figura 124 e Figura 125. As curvas-R de G_I e G_{II} , apresentadas em baixo, servirão para validação dos dados obtidos ao nível experimental e numérico. O provete CLS_AV138_4 foi o provete escolhido para efetuar esta validação, por se considerar representativo dos resultados experimentais obtidos. A Figura 123 apresenta graficamente a diferença de valores obtidos pelas curvas-R de G_I e G_{II} entre os ensaios numérico e experimental, e que é mencionada na Tabela 41. Na Figura 123 é apresentada a curva experimental dos valores obtidos para o provete CLS_AV138_4 e dos valores obtidos numericamente segundo o modelo de Grady [169]. Conseguem-se

visualizar pela Figura 123 a diferença obtida ($\approx 8,25\%$) entre o ensaio numérico e o experimental.

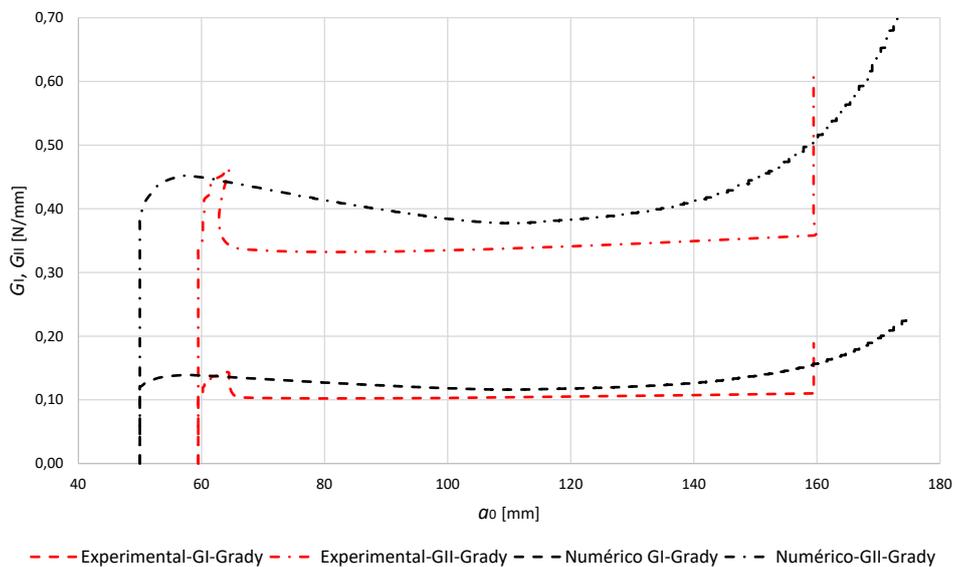


Figura 123 – Comparação entre as curvas-R de GI e GII, obtidas experimentalmente pelo provete CLS_AV138_4 e numericamente segundo o modelo de Grady [169].

Para o modelo de da Silva et al. [136], apresenta-se na Figura 124 a diferença de valores obtidos pelas curvas-R de G_I e G_{II} entre os ensaios numérico e experimental e que se apresenta quantitativamente na Tabela 41. Pode-se visualizar na Figura 124 a diferença obtida ($\approx 8,25\%$) entre o ensaio numérico e o experimental.

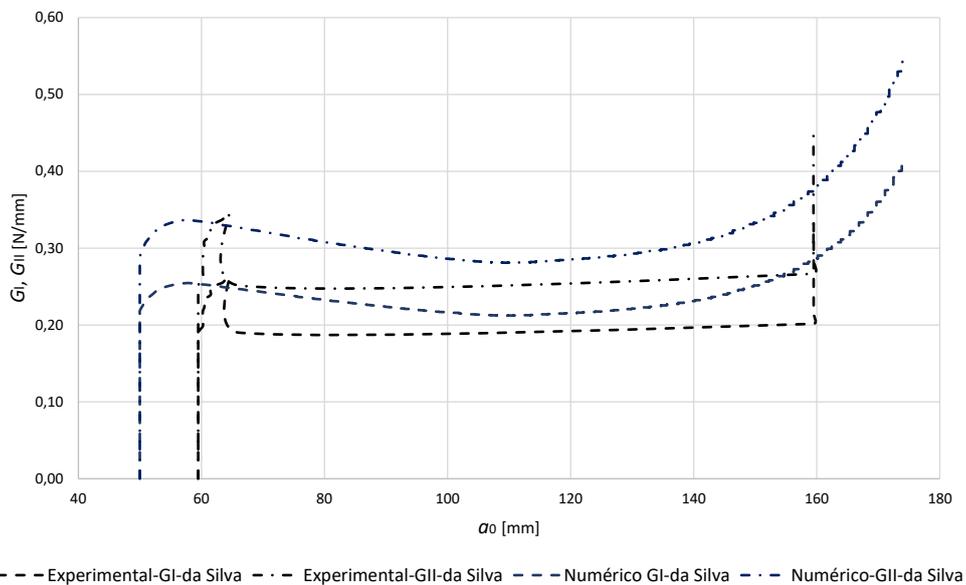


Figura 124 - Comparação entre as curvas-R de GI e GII, obtidas experimentalmente pelo provete CLS_AV138_4 e numericamente segundo o método de da Silva et al. [136].

Em relação ao modelo de Kinloch [8], a Figura 125 apresenta graficamente a diferença de valores obtidos pelas curvas- R de G_I e G_{II} entre os ensaios numérico e experimental. A curva de valores do ensaio experimental do provete CLS_AV138_4 e dos valores obtidos numericamente é nos apresentada. na Figura 125 segundo o modelo de Kinloch [8]. Consegue-se visualizar na Figura 125 a diferença obtida ($\approx 10,50\%$) entre o ensaio numérico e o experimental.

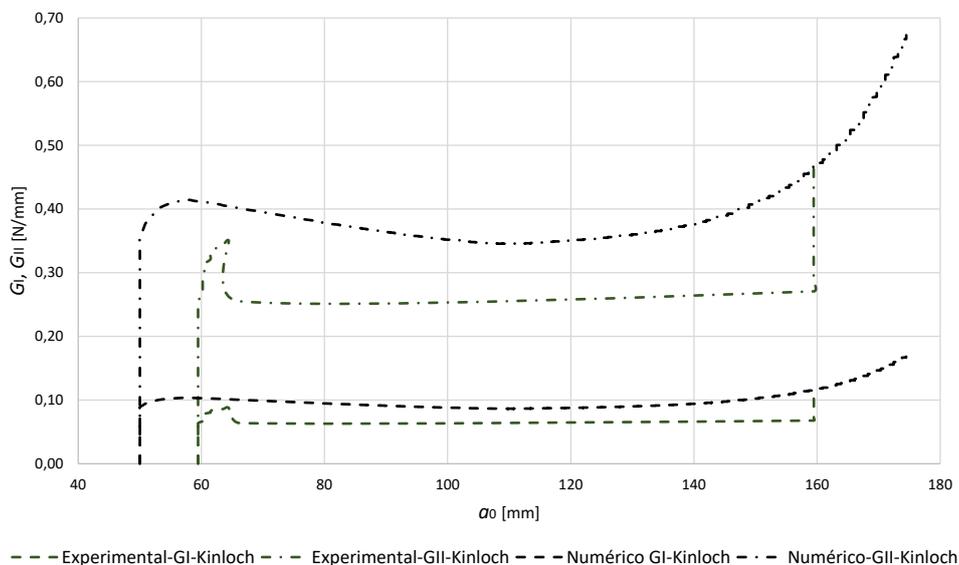


Figura 125 - Comparação entre as curvas- R de G_I e G_{II} , obtidas experimentalmente pelo provete CLS_AV138_4 e numericamente segundo o método de Kinloch [8].

3.2.4.2 Araldite® 2015

Pela Figura 126 estabelece-se uma comparação das curvas P - δ obtidas experimentalmente com a curva obtida numericamente por MEF para o adesivo Araldite® 2015.

Observa-se pela Figura 126 que as curvas P - δ obtidas pelo adesivo Araldite® 2015 para os ensaios numérico e experimental apresentam uma boa correspondência, ou seja, as curvas apresentam um crescimento linear ao longo da fase elástica do adesivo até ao surgimento de uma inflexão da curva correspondente ao limite da resistência do mesmo. Refere-se que, para este adesivo, numericamente não se registou uma inflexão, mas sim uma quebra. O ponto de quebra da rigidez no ensaio numérico surge com $P_{m\acute{a}x}$ de 27232,08 N aos $\delta_{m\acute{a}x}$ de 2,13mm, enquanto na média dos ensaios experimentais $P_{m\acute{a}x}$ o ponto de inflexão surge com 27027,55 N na média de $\delta_{m\acute{a}x}$ de 2,25 mm.

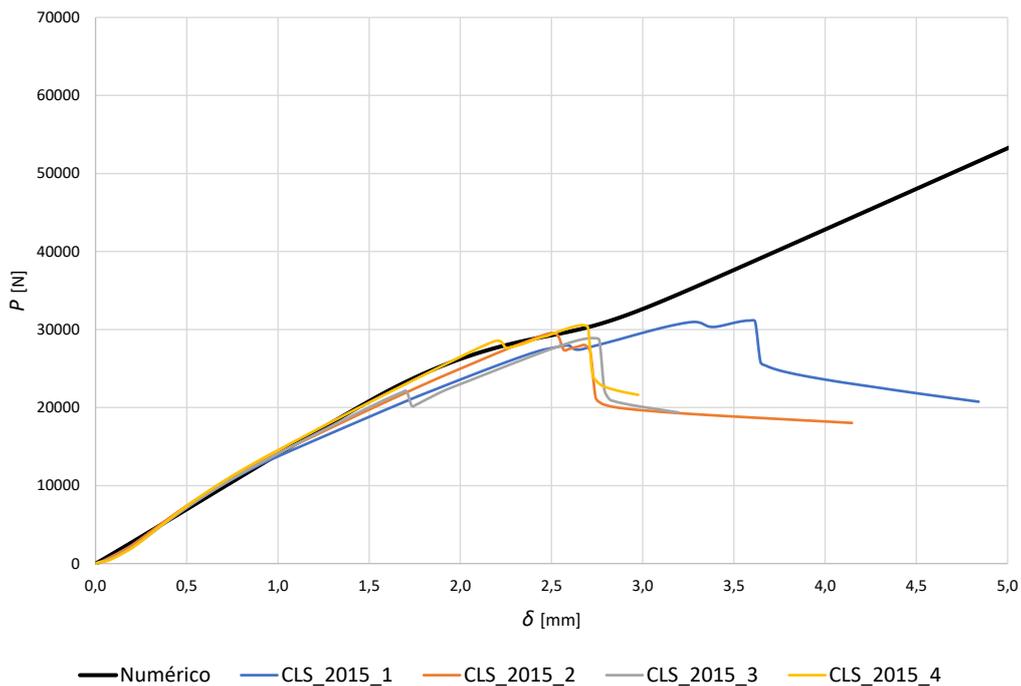


Figura 126 - Comparação das curvas P - δ do ensaio experimental com a do ensaio numérico para o adesivo Araldite® 2015.

Observa-se pela Tabela 42 que o valor médio de $P_{m\acute{a}x}$ obtida pelos ensaios experimentais foi $\approx 0,75\%$ inferior em relação ao que foi obtido numericamente. No entanto, relativamente ao $\delta_{m\acute{a}x}$, a variação entre ensaios é superior ao obtido na comparação entre $P_{m\acute{a}x}$. O $\delta_{m\acute{a}x}$ médio experimental foi $\approx 5,67\%$ superior ao ensaio numérico. Os resultados obtidos para o adesivo Araldite® 2015 estão em linha com os obtidos anteriormente com o adesivo Araldite® AV138.

Tabela 42 - Variação percentual dos valores de $P_{m\acute{a}x}$ e de $\delta_{m\acute{a}x}$ entre o valor médio dos ensaios experimentais e os valores obtidos numericamente para o adesivo Araldite® 2015.

	$P_{m\acute{a}x}$ [N/mm]	Variação [%]	$\delta_{m\acute{a}x}$ [mm]	Variação [%]
Média experimental	27027,55	-0,75	2,25	5,67
Numérico	27232,08		2,13	

Pela Tabela 43 estabelece-se uma comparação entre todos os modelos que conseguem obter o G_T . A Tabela 43 mostra a média dos valores obtidos nos ensaios experimentais e estabelece uma comparação com o resultado obtido pelo ensaio numérico. É a diferença percentual entre estes ensaios que permite estabelecer a comparação entre os mesmos. Através da diferença percentual constata-se que, ao nível de G_T , os valores obtidos pelo modelo de Grady [169] e de Kinloch [8] são $\approx 14,32\%$ e $\approx 26,59\%$ inferiores ao do estudo numérico, respetivamente, logo seguidos pelos restantes modelos, com uma percentagem inferior em $\approx 38,13\%$.

Tabela 43 - Comparação dos valores obtidos para G_T com Araldite® 2015 nos ensaios experimental e numérico

	G_T -Grady [N/mm]	G_T -Kinloch [N/mm]	G_T -Brussat [N/mm]	G_T -Gustafson [N/mm]	G_T -Azari [N/mm]
CLS_2015	1,50	1,29	1,62	1,09	1,09
Numérico	1,75	1,75	2,61	1,75	1,75
Δ [%]	-14,32	-26,59	-38,13	-38,13	-38,13

A Figura 127 permite visualizar graficamente uma comparação de G_T efetuada entre os valores obtidos no ensaio numérico com os valores obtidos de um dos provetes ensaiado experimentalmente (CLS_2015_2) para cada um dos modelos estudados. Verifica-se, que nestes ensaios, o patamar de propagação de fenda é relativamente estável, com um nível de libertação de energia de propagação semelhante entre os dois tipos de ensaios. No entanto, verifica-se que ao nível de ensaio numérico a propagação da fenda é muito superior à da obtida experimentalmente.

Esta diferença deve-se ao facto de, ao nível experimental, ter-se dado por terminado o ensaio quando se obtiveram forças de tração no ensaio CLS próximas do limite do aderente de base, garantindo possuir os dados necessários para estabelecer uma curva- R suficientemente rigorosa e com um número mínimo de pontos.

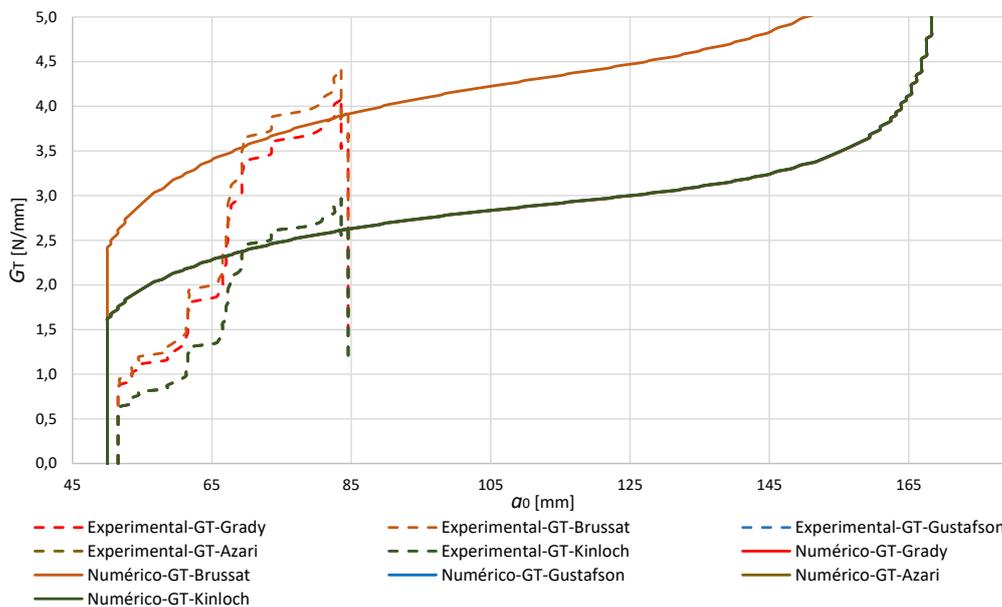


Figura 127 - Comparação das curvas- R de G_T obtidas para o provete CLS_2015_2 e pelo ensaio numérico pelos diferentes métodos de redução.

Na Tabela 44 é estabelecida uma comparação entre a média dos valores obtidos experimentalmente com os que foram obtidos numericamente, para cada um dos elementos necessários à validação dos critérios de propagação (G_I e G_{II}). A Tabela 44 mostra a média obtida nos ensaios experimentais dos provetes CLS_2015 para cada um

dos componentes. Aos resultados das médias estabeleceu-se uma comparação com os valores obtidos do ensaio numérico através da diferença percentual. Através da diferença percentual constata-se que, para os modelos de Grady [169] e da Silva et al. [136], o ensaio numérico obteve valores superiores em $\approx 14,32\%$ à média dos ensaios experimentais. Para o modelos de Kinloch [8], o ensaio numérico obteve valores superiores em $\approx 26,59\%$ à média dos ensaios experimentais. É a diferença percentual entre estes ensaios que permite estabelecer a comparação entre os mesmos.

Tabela 44 - Comparação dos valores obtidos com Araldite® 2015 nos ensaios experimental e numérico.

	G_I Grady [N/mm]	G_I da Silva [N/mm]	G_I Kinloch [N/mm]	G_{II} Grady [N/mm]	G_{II} da Silva [N/mm]	G_{II} Kinloch [N/mm]
CLS_2015	0,35	0,65	0,26	1,15	0,85	1,03
Numérico	0,41	0,75	0,35	1,34	1,00	1,40
Δ [%]	-14,32	-14,32	-26,59	-14,32	-14,32	-26,59

Os valores obtidos na Tabela 44 poderão ser visualizados e comparados através da Figura 128, Figura 129 e Figura 130.

Para o modelo de Grady [169], a Figura 128 apresenta graficamente a diferença de valores obtidos pelas curvas-R de G_I e G_{II} entre os ensaios numérico e experimental, e que também foram apresentadas na Tabela 44. Pode-se visualizar pela Figura 128 a diferença obtida entre o ensaio numérico e o experimental.

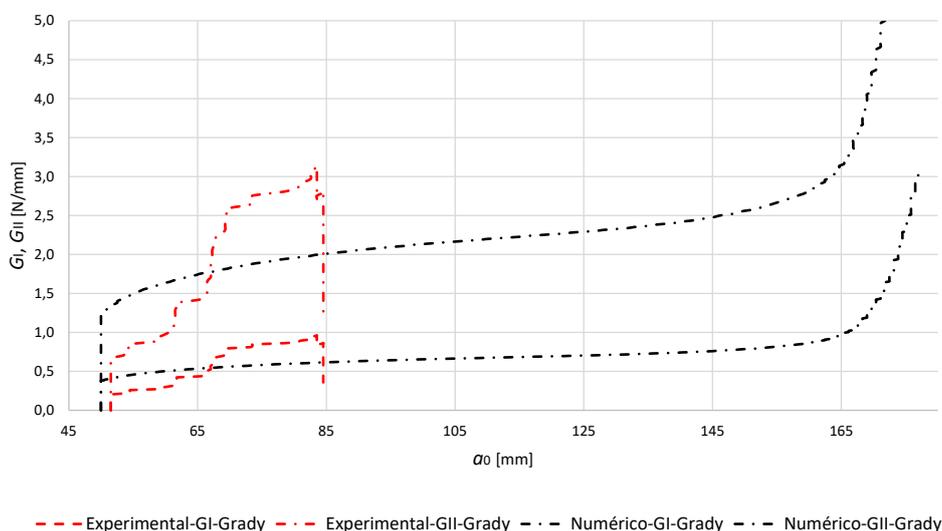


Figura 128– Comparação entre as curvas-R de G_I e G_{II} , obtidas experimentalmente pelo provete CLS_2015_2 e numericamente segundo o método de Grady [169].

Para o modelo da Silva et al. [136], a Figura 129 apresenta graficamente a diferença de valores obtidos pelas curvas-R de G_I e G_{II} entre os ensaios numérico e experimental, após

apresentação em forma tabular na Tabela 44. Pode-se visualizar pela Figura 129 a diferença obtida entre o ensaio numérico e o experimental.

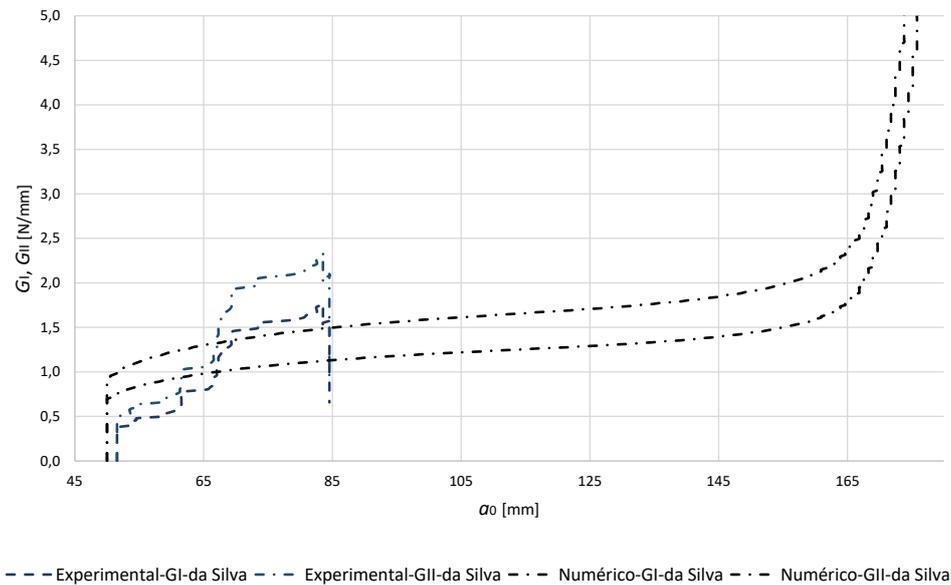


Figura 129 - Comparação entre as curvas-R de GI e GII, obtidas experimentalmente pelo provete CLS_2015_2 e numericamente segundo o método de da Silva et al. [136].

Em relação ao modelo de Kinloch [8], a Figura 130 apresenta graficamente a diferença de valores obtidos pelas curvas-R de G_I e G_{II} entre os ensaios numérico e experimental e que foram apresentadas na Tabela 44. Pode-se visualizar pela Figura 130 a diferença obtida entre o ensaio numérico e o experimental.

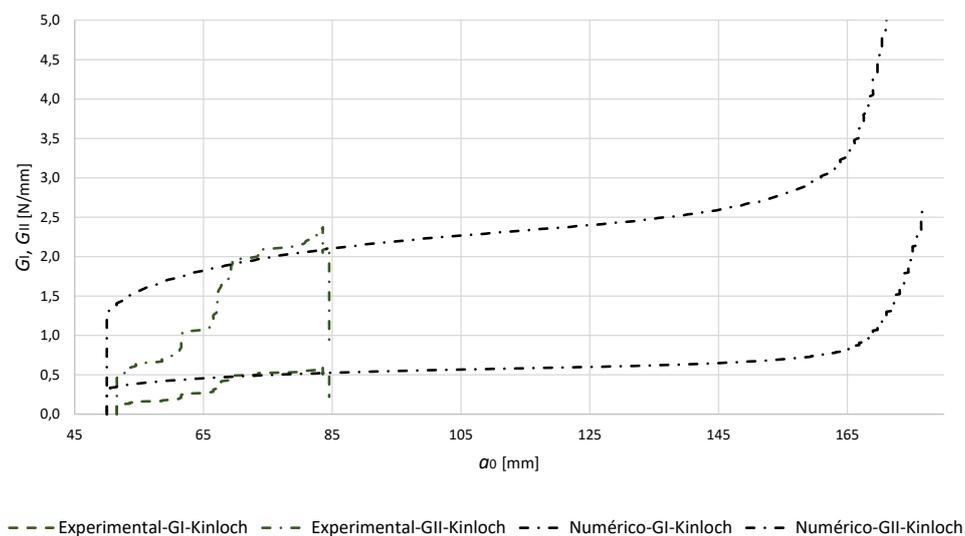


Figura 130 - Comparação entre as curvas-R de GI e GII, obtidas experimentalmente pelo provete CLS_2015_2 e numericamente segundo o método de Kinloch [8].

3.3 Validação dos critérios de propagação

Neste capítulo são comparados os envelopes de fratura obtidos para cada adesivo entre os diferentes tipos de ensaio. A análise destes envelopes de fratura permite avaliar se os dados obtidos nos dois tipos de ensaios serão compatíveis entre si e se os resultados numéricos podem ser utilizados posteriormente na previsão de resistência de juntas com os adesivos estudados.

3.3.1 Araldite® AV138

Na Figura 131 estabelece-se uma comparação dos envelopes de fratura dos dados obtidos no ensaio numérico e do ensaio experimental, segundo os modelos Grady [169] da Silva et al. [136] e Kinloch [8]. Na construção deste envelope de fratura teve-se em conta os expoentes apresentados na Tabela 19 e os pontos apresentados na Tabela 22 e Tabela 34.

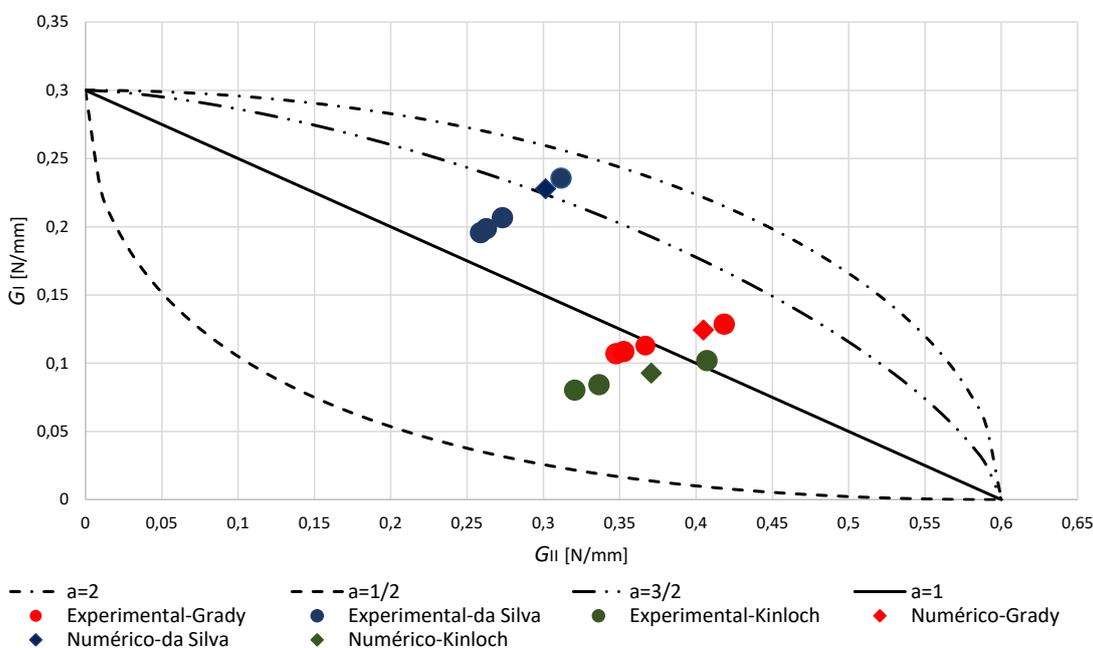


Figura 131 – Comparação dos dados obtidos no envelope de fratura do ensaio numérico com o experimental do adesivo Araldite® AV138.

A dispersão obtida no envelope de fratura pelos três métodos de redução e para os dois tipos de ensaios permite verificar que os dados são muito próximos, que se encontram próximos do mesmo critério de acordo com o modelo utilizado. É visível que o critério a ser utilizado depende do modelo de previsão de resistência de junta que se pretende utilizar.

A dispersão dos valores obtidos nos ensaios e demonstrados na Figura 131 permite observar a influência que cada um dos componentes de modo I e modo II teve para o rácio G_I/G_{II} em cada um dos ensaios. Pode-se observar que existem diferenças entre os

métodos de redução utilizados. Os provetes ensaiados experimentalmente CLS_AV138_1, CLS_AV138_2, CLS_AV138_3 e CLS_AV138_4 pelo método de Grady [169] aproximam-se do critério linear ($\alpha=1$), tendo uma boa concentração, tal como os valores obtidos pelo ensaio numérico. Os dados obtidos pelo método de da Silva et al. [136], apresentam uma razoável concentração onde é visível que os provetes CLS_AV138_1, CLS_AV138_2 e CLS_AV138_4 aproximam-se do critério linear e o provete CLS_AV138_3 e o ensaio numérico aproximam-se do critério $\alpha=3/2$. Já pelo método de Kinloch [8], embora os dados estejam relativamente dispersos para ambos os ensaios, eles encontram-se próximos do critério linear.

Para avaliar o rigor dos pontos obtidos pelos diferentes métodos de redução na execução dos envelopes de fratura para a junta de adesivo CLS, efetuou-se um levantamento de trabalhos efetuados por outros autores e estabeleceram-se as devidas comparações. Para se obter uma perspetiva mais clara do que se irá analisar, a comparação é realizada separadamente para os dois adesivos e, dentro de cada adesivo, encontra-se dividida em trabalhos experimentais e numéricos. De referir que os valores de modo puro dos envelopes de fratura podem variar devido a diferentes condições materiais como valores de e_1/e_2 e t [249-251].

Iniciando a comparação pelo adesivo Araldite® AV138, podem-se visualizar na Figura 132 quatro envelopes de fratura, incluído o obtido nesta dissertação, cuja discussão se apresenta de seguida:

- Na Figura 132 (a) o envelope de fratura é retirado do trabalho de Loureiro et al. [252], para uma junta adesiva de configuração SLB, onde se seguiu uma abordagem pelo integral- J para determinar a taxa de libertação de energia para os seus modos e por sua vez caracterizar o comportamento da junta adesiva solicitada em carregamento misto. Por este trabalho os autores conseguiram demonstrar que os pontos experimentais estão próximos uns dos outros e perto do critério $\alpha=1/2$;
- Na Figura 132 (b) o envelope de fratura é retirado do trabalho de Santos e Campilho [144], onde se utiliza o ensaio SLB. Neste trabalho são aplicados alguns modelos de redução da taxa de libertação de energia de deformação à tração enquadrados em modelos que necessitam da medição do comprimento de fenda, bem como em modelos que utilizam um comprimento de fenda equivalente. Os vários pontos relativos aos resultados experimentais apresentaram uma reduzida dispersão e aproximam-se do critério $\alpha=1/2$;
- A Figura 132 (c) diz respeito a um envelope de fratura retirado do trabalho de Nunes e Campilho [253]. Estes autores efetuaram um estudo do ensaio ATDCB, onde procuraram analisar a validade da lei de dano coesivo e o critério de propagação aplicados em modo misto. Os pontos obtidos experimentalmente tiveram uma baixa dispersão e próxima do critério $\alpha=1/2$;
- Na Figura 132 (d) encontra-se o envelope de fratura para uma junta de adesivo em CLS, obtida por este trabalho. Pode-se observar que não existe nenhum

método que se destaque por uma pequena dispersão de pontos. Os métodos de Grady [169] e de da Silva et al. [136] têm uma pequena dispersão de pontos, com exceção de um. Pelo método de Grady [169], a dispersão está próxima do critério linear e pelo de da Silva et al. [136] encontra-se entre critérios. O modelo de Kinloch [8] tem grande dispersão de pontos e distribuídos por diversos critérios, o que não permite identificar o critério mais adequado para descrever o comportamento do adesivo. Em função dos resultados já validados e coerentes entre os três estudos da literatura, que utilizam geometrias amplamente estudadas, considera-se que, para este adesivo, é correto afirmar que $a=1/2$. Pelo presente trabalho, o modelo de Kinloch [8] é aquele que mais se aproxima dos resultados esperados, enquanto os restantes apresentam um desvio considerável.

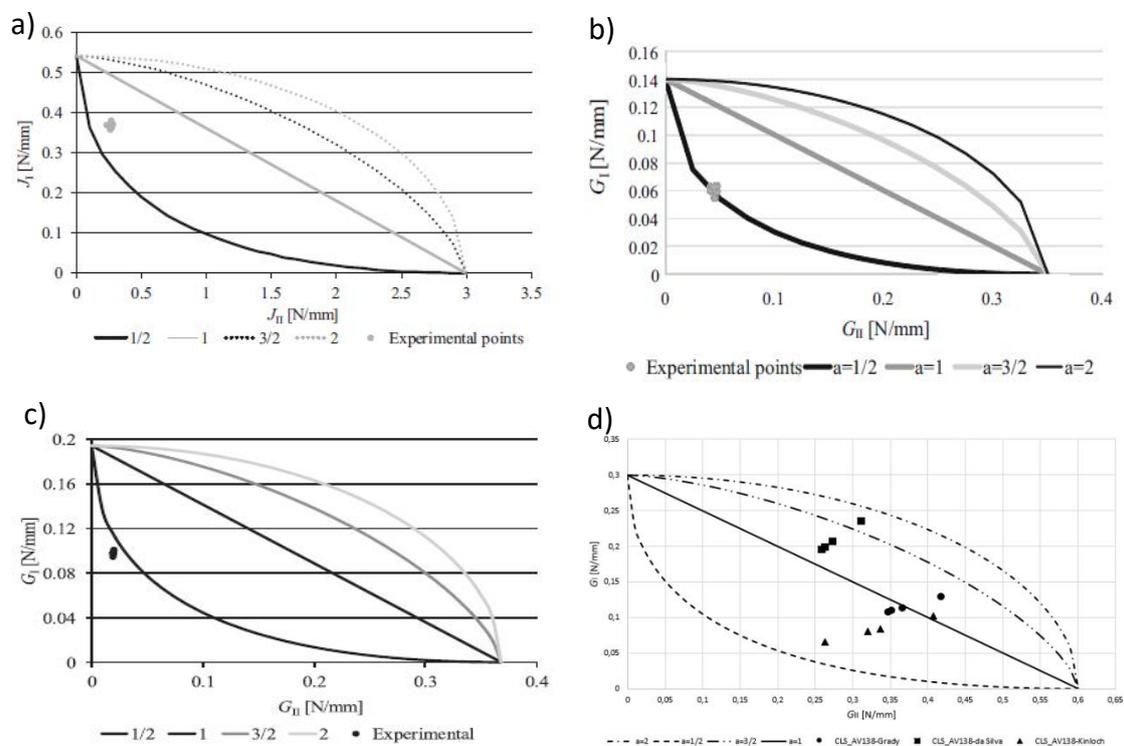


Figura 132 – Comparação entre os diferentes métodos de obtenção do envelope de fratura para o adesivo Araldite® AV138 do ensaio experimental. a) Loureiro et al. [252]; b) Santos e Campilho [144]; c) Nunes e Campilho [253] e d) presente dissertação.

Relativamente aos ensaios numéricos, a obtenção do envelope de fratura só foi efetuada para os estudos de Santos e Campilho [144], Nunes e Campilho [253] e para este trabalho, cujos resultados se apresentam de seguida:

- Segundo a Figura 133 (a), do trabalho de Santos e Campilho [144], para a construção do envelope de fratura foi utilizado o critério $a=1/2$. Em relação ao ensaio experimental, o ensaio numérico apresentou uma menor dispersão. O critério de propagação escolhido pelos ensaios experimentais revelou-se acertado, devido à reduzida dispersão e a sua proximidade ao critério escolhido;

- Já na Figura 133 (b), o envelope de fratura demonstra uma dispersão muito baixa dos pontos numéricos, que ficaram posicionados muito próximos ao critério $\alpha=1/2$ obtido pelo ensaio experimental. Isto valida as condições aplicadas nas simulações numéricas;
- Por último, na Figura 133 (c) encontra-se o envelope de fratura para uma junta de adesivo em CLS, obtida por este trabalho. Vê-se pelo posicionamento dos pontos que existe uma dispersão de acordo com o método de redução utilizado. No entanto, verifica-se que o modelo de Kinloch [8] encontra-se próximo do critério linear, enquanto o ponto para o modelo de Grady [169] se encontra entre os critérios linear e $\alpha=3/2$. Verifica-se assim que, tal como o apresentado no ensaio experimental, no ensaio numérico o modelo de redução de da Silva et al. [136] aproxima-se igualmente do critério $\alpha=3/2$ e os modelos Grady [169] e de Kinloch [8] aproximam-se do critério linear, não se conseguiu encontrar o método mais eficaz para caracterização do comportamento do adesivo e verificando-se que os métodos de redução para o ensaio CLS tendem a prever valores de G_I e G_{II} superiores ao expectável.

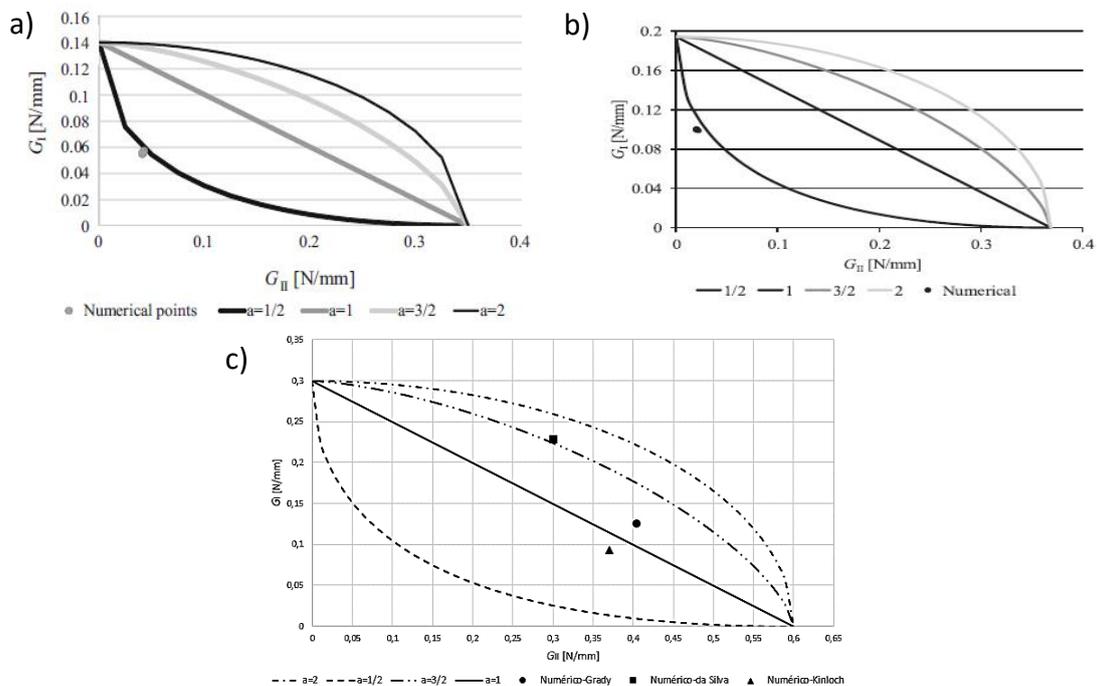


Figura 133 - Comparação entre os diferentes métodos de obtenção do envelope de fratura para o adesivo Araldite® AV138 do ensaio numérico. a) Santos e Campilho [144]; b) Nunes e Campilho [253] e c) presente dissertação.

3.3.2 Araldite® 2015

Pela Figura 134, estabelece-se uma comparação no envelope de fratura dos dados obtidos no ensaio numérico e do ensaio experimental, segundo os três modelos utilizados. Teve-se em conta os expoentes apresentados na Tabela 19 e os pontos apresentados na Tabela 28 e Tabela 37.

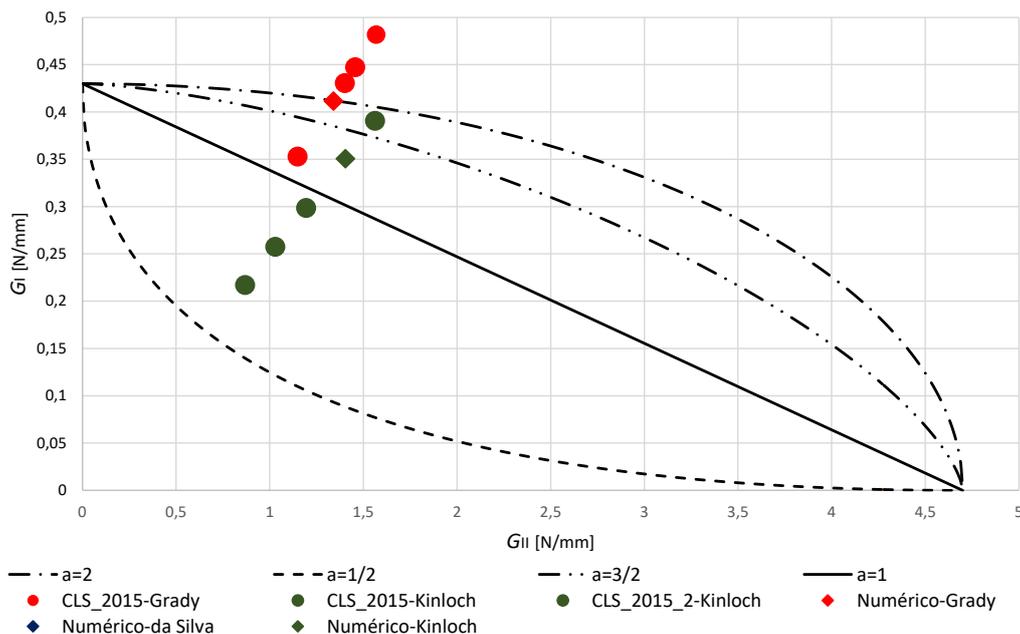


Figura 134 - Comparação dos dados obtidos no envelope de fratura do ensaio numérico com o experimental do adesivo Araldite® 2015.

A dispersão obtida no envelope de fratura pelos três métodos de redução para os dois tipos de ensaios permite verificar que os dados obtidos por Grady [169] e por Kinloch [8] são muito dispersos. Por outro lado, o modelo de da Silva et al. [136] não funciona bem em termos de partição de modos para o adesivo Araldite® 2015, e por isto mesmo os pontos respetivos não são visíveis no envelope de fratura. No modelo de Grady [169], a dispersão de valores passa por três critérios, onde é visível que o valor do ensaio numérico encontra-se sobre o critério $a=2$, o provete CLS_2015_2 encontra-se entre os critérios $a=3/2$ e o critério linear, e os provetes CLS_2015_3 e CLS_2015_4 aproximam-se do critério $a=2$. No modelo de Kinloch [8] o provete CLS_2015_1 encontra-se entre os critérios $a=2$ e $a=3/2$, os restantes provetes encontram-se dispersos entre o critério $a=1$ e o $a=1/2$, e o valor obtido pelo ensaio numérico encontra-se entre os critérios $a=1$ e o $a=3/2$. É visível que o critério a ser utilizado depende do modelo de previsão de resistência de junta que se quer utilizar.

Foi efetuado um levantamento dos trabalhos de diversos autores para se estabelecer uma comparação, bem como avaliar o rigor dos pontos obtidos pelos diferentes métodos de redução na execução dos envelopes de fratura para a junta CLS. Numa perspetiva de melhorar e tornar mais clara o que se irá analisar, a comparação para o adesivo Araldite® 2015 foi dividida em envelopes de fratura dos ensaios experimentais e envelope de fratura dos ensaios numéricos.

Podem-se visualizar na Figura 135 quatro envelopes de fratura, nomeadamente:

- Na Figura 135 (a) o envelope de fratura é retirado do trabalho Loureiro et al. [252] pelo ensaio SLB. Observou-se uma baixa dispersão de valores, o que está

de acordo com a estabilidade e consistência dos valores da taxa de liberação de energia para o modo I e II. Também foi possível de concluir que todos os pontos experimentais se encontram perto do critério $a=1/2$;

- Segundo a Figura 135 (b), Santos e Campilho [144] efetuam um envelope de fratura para o adesivo Araldite® 2015 e ensaio SLB, no qual constataam que existe uma distribuição de pontos muito próxima e que se aproxima do critério $a=1/2$;
- Pela Figura 135 (c), correspondente ao trabalho de Nunes e Campilho [253] e ensaio TDCB, é apresentado o envelope de fratura obtido experimentalmente com o adesivo Araldite® 2015. Verifica-se que este envelope de fratura obteve uma baixa dispersão de valores e próximos do critério $a=1/2$;
- A Figura 135 (d) é o envelope de fratura retirado deste trabalho para o adesivo Araldite® 2015. Não são visíveis no envelope de fratura os pontos obtidos pelo método de da Silva et al. [136], pois estes saem completamente fora do raio de ação dos critérios apresentados, o que faz com que este método não seja adequado em termos de partição de modos. Relativamente ao método de Grady [169] os pontos encontram-se dispersos entre vários critérios, não se encontrando uma tendência. Já pelo método de Kinloch [8] observa-se também uma grande dispersão de pontos e distribuídos por diversos critérios. Devido a grande distribuição dos pontos no método de Grady [169] e de Kinloch [8] não nos é permitido identificar o critério mais adequado para descrever o comportamento do adesivo. No entanto, o modelo de Kinloch [8] é aquele que mais se aproxima do resultado esperado, tal como aconteceu para o adesivo Araldite® AV138.

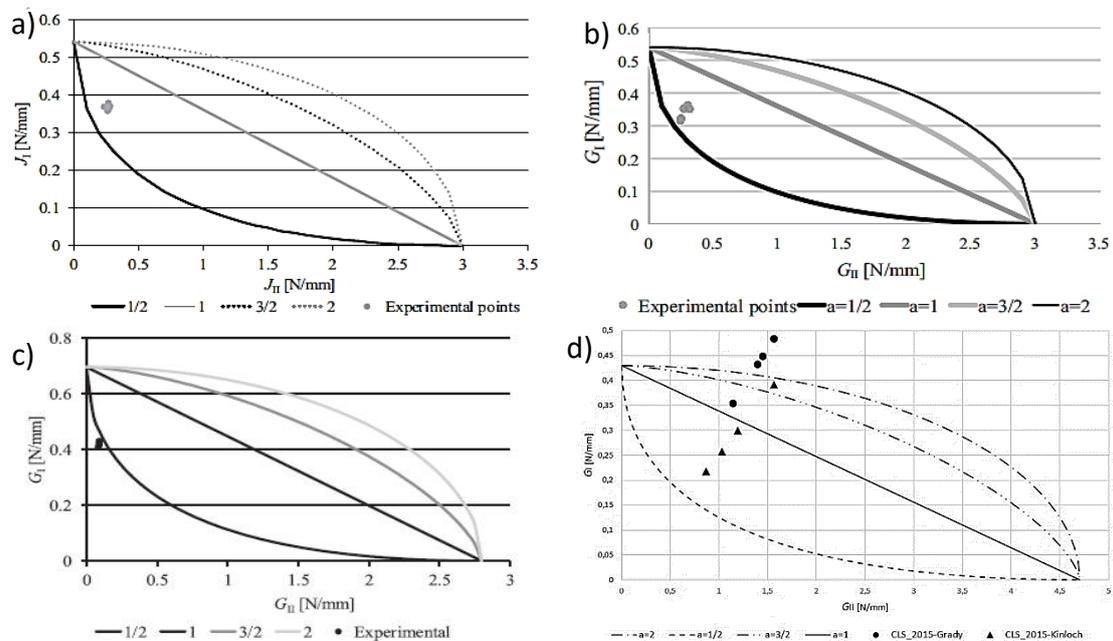


Figura 135 - Comparação entre os diferentes métodos de obtenção do envelope de fratura para o adesivo Araldite® 2015 do ensaio experimental. a) Loureiro et al. [252]; b) Santos e Campilho [144]; c) Nunes e Campilho [253] e d) presente dissertação.

A obtenção do envelope de fratura numérico só foi efetuada pelos estudos de Santos e Campilho [144], Nunes e Campilho [253] e por este trabalho, conforme se apresenta:

- Segundo a Figura 136 (a), do trabalho de Santos e Campilho [144], para a construção do envelope de fratura pelo ensaio numérico adotou-se o critério de propagação $a=1/2$ obtido pelo ensaio experimental. Este veio a revelar-se o mais acertado devido à proximidade de valores com o respetivo critério;
- Já na Figura 136 (b), o envelope de fratura demonstra uma dispersão muito baixa dos pontos numéricos, e um posicionamento muito próximo do critério $a=1/2$, igual ao obtido experimentalmente. Este posicionamento valida o critério como o ideal para representar o comportamento do adesivo;
- Por último, na Figura 136 (c) encontra-se o envelope de fratura para o Araldite® 2015, obtido neste trabalho. O ponto obtido pelo método de da Silva et al. [136] saiu fora do raio de ação dos critérios apresentados, ou seja, em termos de partição de modos este modelo não funciona bem. Pelo método de Grady [169], o ponto obtido encontra-se sobre o critério $a=2$. Pelo método de Kinloch [8], o ponto encontra-se entre o critério linear e $a=3/2$ não sendo permitido identificar o critério mais adequado para descrever o comportamento do adesivo.

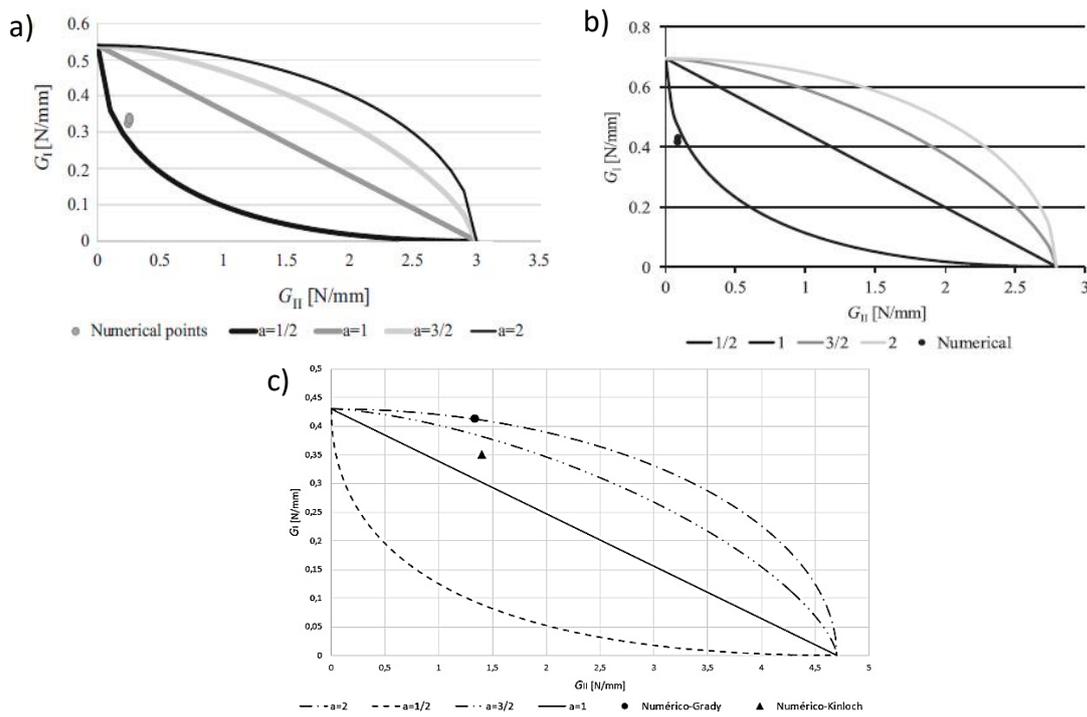


Figura 136 - Comparação entre os diferentes métodos de obtenção do envelope de fratura para o adesivo Araldite® 2015 do ensaio numérico. a) Santos e Campilho [144]; b) Nunes e Campilho [253] e c) presente dissertação.

Como conclusão geral, pode-se afirmar que o envelope de fratura obtido tanto experimentalmente como numericamente através de juntas adesivas SLB e TDCB têm os seus critérios bem estabelecidos e afinados para obter resultados fidedignos da

avaliação do comportamento das juntas em estudo, pelo que se podem considerar os resultados como corretos.

Na presente dissertação, pode-se verificar pelos resultados experimentais obtidos que no caso do adesivo AV138 a dispersão de pontos obtida pelo modelo de Grady [169] está próxima do critério linear enquanto o de da Silva et al. [136] encontra-se entre dois critérios. O modelo de Kinloch [8] é o que se aproxima mais do comportamento esperado. Nos resultados numéricos, e considerando que se considerou como entrada do modelo o critério linear, observou-se que o modelo de Kinloch [8] é o que mais se aproxima, enquanto os modelos de Grady [169] e de da Silva et al. [136] preveem por excesso os resultados, o que vai de encontro à análise experimental realizada.

No caso do adesivo Araldite 2015 pode-se dizer que, ao nível experimental, devido à grande dispersão dos pontos no modelo de Grady [169] e de Kinloch [8] não é possível identificar o critério mais adequado para descrever o comportamento do adesivo, embora o de Kinloch [8] seja o que mais se aproxima de $\sigma=1/2$. A nível numérico, considerando mais uma vez como entrada dos modelos o critério linear, o modelo de Kinloch [8] é o que mais se aproxima, tal como observado para o adesivo AV138. Por outro lado, os restantes modelos, especialmente o de da Silva et al. [136], apresentam resultados fora de concordância.

CONCLUSÕES E PROPOSTAS DE TRABALHOS FUTUROS

- 4.1 Conclusões
- 4.2 Propostas de trabalhos futuros

4 CONCLUSÕES E PROPOSTAS DE TRABALHOS FUTUROS

4.1 Conclusões

O CLS é um ensaio de caracterização da falha em modo de misto que se baseia na teoria da mecânica da fratura para efetuar a análise dos seus resultados. É um ensaio ainda pouco estudado ou com menor número de artigos divulgados relativamente a outros ensaios que estudam as mesmas solicitações de carga. Observou-se que os artigos existentes e descritos ao longo do estado da arte baseiam-se nos estudos efetuados pelos autores Brussat et al. e os métodos de redução deduzidos são derivações do método apresentado por estes autores.

Inicialmente procedeu-se a uma comparação experimental entre todos os métodos de redução (Grady [169], de da Silva et al. [136] e de Kinloch [8]) que foram utilizados para obter os diversos componentes puros da tenacidade à fratura (G_T , G_I e G_{II}) dos adesivos estruturais Araldite® AV138 e Araldite® 2015. No decurso deste estudo analisaram-se as curvas P - δ , valores de G_T , G_I e G_{II} e envelopes de fratura, cujos resultados se descrevem:

- Para o adesivo Araldite® AV138, as curvas P - δ apresentam um crescimento linear ao longo da fase elástica do ensaio até ao surgimento de uma inflexão da curva, correspondente ao limite da resistência do mesmo, logo seguido de um amaciamento da carga aplicada devido ao crescimento da fenda. As curvas- R corresponderam ao perfil expectável para o tipo de adesivo em estudo. O patamar de propagação da fenda obtido nos ensaios experimentais foi estável, o que permitiu a aferição sem dificuldades de G_T , G_I e G_{II} . Pela observação dos envelopes de fratura, o modelo de Kinloch [8] foi o que mais se aproximou do comportamento esperado ($\alpha=1/2$), embora com um ligeiro desvio;
- Para o adesivo Araldite® 2015, a nível experimental, as curvas P - δ obtidas para os provetes apresentam uma inflexão de curva correspondente ao limite de resistência do adesivo e respetivo início de propagação da fenda. Nas curvas- R observou-se o aumento de G_T , G_I e G_{II} devido a possíveis variações das propriedades ao longo das camadas do adesivo, o que promoveu o surgimento de patamares visíveis ao longo do ensaio experimental. Os modelos de Grady [169] e de Kinloch [8] foram os únicos que permitiram definir pontos na área dos critérios considerados no envelope de fratura. Considerando dados da literatura, o modelo que mais se aproximou do critério expectável ($\alpha=1/2$) foi o modelo de Kinloch [8], embora com uma ligeira variação.

Uma fase importante do processo de validação dos resultados obtidos, dos métodos estudados e dos MDC para reproduzir os ensaios CLS consistiu na comparação das curvas $P-\delta$ numéricas, obtidas tendo como entrada as propriedades conhecidas dos adesivos, com as respectivas curvas experimentais:

- Para o adesivo Araldite® AV138, conseguiu-se obter uma boa concordância entre as curvas $P-\delta$ dos ensaios experimental e numérico. A análise das curvas- R mostrou que, numericamente, a fenda no ensaio numérico começou a propagar-se mais cedo e com uma carga mais elevada relativamente ao ensaio experimental. Os patamares de propagação da fenda obtidos nos ensaios experimentais foram mais estáveis relativamente aos obtidos no ensaio numérico. As diferenças obtidas entre os valores G_T , G_I e G_{II} pelos ensaios numéricos, em relação à média experimental, demonstram que neste tipo de adesivo (frágil), foram reduzidas. Pelo método de Grady [169] e da Silva et al. [136], o ensaio numérico obteve valores $\approx 8,25\%$ superiores à média obtida pelos ensaios experimentais, enquanto para o método de Kinloch [8] a diferença subiu para $\approx 10,25\%$. No envelope de fratura, e tomando como entrada de modelo o critério linear, é novamente o modelo de Kinloch [8] o que mais se aproxima, indo de encontro à análise experimental;
- Para o Araldite® 2015, as curvas $P-\delta$ obtidas numericamente apresentam um ponto de quebra de rigidez e não de inflexão como nos ensaios experimentais. No entanto, as curvas resultantes de ambos os ensaios obtiveram uma boa concordância. Comparando as curvas- R experimentais e numéricas observou-se que numericamente se visualiza um patamar de crescimento de fenda estável, em contraste com os patamares obtidos experimentalmente. As diferenças obtidas entre os valores G_T , G_I e G_{II} obtidos pelo ensaio numérico, em relação à média dos valores experimentais, demonstram que neste tipo de adesivo (dúctil), os métodos de redução apresentam diferenças superiores, em relação a um adesivo frágil como o Araldite® AV138. Pelos métodos de Grady [169] e da Silva et al. [136], o ensaio numérico obteve valores de G_T , G_I e $G_{II} \approx 14,32\%$ superiores à média obtida pelos ensaios experimentais. Pelo método de Kinloch [8], a diferença subiu para $\approx 26,59\%$. Na análise do envelope de fratura, usando como entrada de modelo o critério linear, foi também o modelo de Kinloch [8] que mais se aproximou das condições de entrada da análise numérica, enquanto os restantes modelos apresentam resultados fora de concordância.

De um modo geral pode-se concluir que foi atingido o objetivo de analisar experimentalmente e numericamente a tenacidade à fratura de dois adesivos estruturais pelo ensaio CLS. Os ensaios experimentais permitiram obter os dados necessários à obtenção das propriedades à fratura para cada um dos adesivos estudados. A análise numérica mostrou-se adequada, embora se tenham detetado algumas discrepâncias entre os dados de entrada e saída dos modelos numéricos.

4.2 Propostas de trabalhos futuros

Dada a escassez de trabalhos relativos ao estudo da junta de adesivo CLS, este trabalho procurou divulgar o estado da arte dos métodos existentes para validação de propriedades de adesivos através da mesma.

Existe a necessidade de melhorar a capacidade dos métodos de redução existentes em obter G_T , G_I e G_{II} , por forma a torná-los tão rigorosos e afinados quanto possível, tais como os existentes para os das juntas adesivas SLB e TDCB, obtendo resultados fidedignos da avaliação do comportamento da junta em estudo.

Refere-se também o estudo do efeito do material dos aderentes nos resultados a serem obtidos pelos vários tipos de ensaios, bem como estudar a variação do modo misto através de provetes com espessuras de aderentes diferentes.

Finalmente, avaliar a adequabilidade de cada método de redução em função do tipo de adesivo, desde frágil até muito dúctil e tenaz, é um outro tipo de estudo que se poderá efetuar.

**BIBLIOGRAFIA E OUTRAS FONTES
DE INFORMAÇÃO**

5 BIBLIOGRAFIA E OUTRAS FONTES DE INFORMAÇÃO

1. Da Silva, L.F.M., A. Öchsner, e R.D. Adams, *Handbook of adhesion technology*. 2011, Nova Iorque, EUA: Springer Science & Business Media.
2. 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.
3. Pethrick, R.A., *Design and ageing of adhesives for structural adhesive bonding—a review*. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials: design and applications*, 2015. **229**(5): p. 349-379.
4. Da Silva, L.F.M., A. Pironi, e A. Öchsner, *Hybrid adhesive joints*. Vol. 6. 2011, Nova Iorque, EUA: Springer Science & Business Media.
5. Sadowski, T., T. Balawender, R. Sliwa, P. Golewski, e M. Kneć, *Modern hybrid joints in aerospace: Modelling and testing/nowoczesne połączenia hybrydowe w lotnictwie: Modelowanie i badania eksperymentalne*. *Archives of Metallurgy and Materials*, 2013. **58**(1): p. 163-169.
6. ASTM, *ASTM D907-15-Standard Terminology of Adhesives*. 2015, West Conshohocken, Pensilvânia, EUA: ASTM International.
7. Wu, S., *Polymer interface and adhesion*. Vol. 188. 1982: M. Dekker Nova Iorque, EUA.
8. Kinloch, A.J., *Adhesion and adhesives: science and technology*. 2012, Nova Iorque, EUA: Springer Science & Business Media.
9. Da Silva, L.F.M., A.G. De Magalhães, e M.F.S.F. De Moura, *Juntas adesivas estruturais*. 2007, Porto: Publindustria.
10. Petrie, E.M., *Handbook of adhesives & sealants*. McGrawhill Engineering Handbook. 2000, Nova Iorque, EUA: McGraw Hill Professional, 1999. 896.
11. Ebnesajjad, S. e A.H. Landrock, *Adhesives technology handbook*. 2014, Amsterdão, Países Baixos: William Andrew.
12. Janata, R.B., *Selecting an Adhesive and Some Causes of Adhesive Failures, Technical Paper AD75-354*. Society of Manufacturing Engineers, 1975.
13. Rayner, C.A., *Synthetic organic adhesives (Chapter 4)*, ed. e. Adhesion and Adhesives (R. Houwink and G. Salomon. Vol. 2nd ed., Vol. 1 — Adhesives. 1985: Elsevier Publishing Co., Amsterdam, Países Baixos.
14. Tong, L. e G.P. Steven, *Analysis and design of structural bonded joints*. 1999, Nova Iorque, EUA: Springer US.
15. Michalos, G., S. Makris, N. Papakostas, D. Mourtzis, e G. Chryssolouris, *Automotive assembly technologies review: challenges and outlook for a flexible and adaptive approach*. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 2010. **2**(2): p. 81-91.

16. Heshmati, M., R. Haghani, e M. Al-Emrani, *Environmental durability of adhesively bonded FRP/steel joints in civil engineering applications: State of the art*. Composites Part B: Engineering, 2015. **81**: p. 259-275.
17. Zhan, X., C. Gu, H. Wu, H. Liu, J. Chen, J. Chen, e Y. Wei, *Experimental and numerical analysis on the strength of 2060 Al-Li alloy adhesively bonded T joints*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2016. **65**: p. 79-87.
18. Saeimi Sadigh, M.A. e G. Marami, *Investigating the effects of reduced graphene oxide additive on the tensile strength of adhesively bonded joints at different extension rates*. Materials & Design, 2016. **92**: p. 36-43.
19. Murakami, S., Y. Sekiguchi, C. Sato, E. Yokoi, e T. Furusawa, *Strength of cylindrical butt joints bonded with epoxy adhesives under combined static or high-rate loading*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2016. **67**: p. 86-93.
20. Adams, R.D., J. Comyn, e W.C. Wake, *Structural adhesive joints in engineering*. 1997, Nova Iorque, EUA: Springer Science & Business Media.
21. Cognard, J.Y., L. Sohier, R. Créac'Hcadec, F. Lavelle, e N. Lidon, *Influence of the geometry of coaxial adhesive joints on the transmitted load under tensile and compression loads*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2012. **37**: p. 37-49.
22. Shang, X., E.A.S. Marques, J.J.M. Machado, R.J.C. Carbas, D. Jiang, e L.F.M. da Silva, *Review on techniques to improve the strength of adhesive joints with composite adherends*. Composites Part B: Engineering, 2019. **177**: p. 107363.
23. Esteves, V.H.C., *Determinação da tenacidade de um adesivo em solicitações de modo misto (I+ II)*, in *Departamento de Engenharia Mecânica*. 2010, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto: Tese de mestrado. p. 124.
24. Cognard, J.Y., *Numerical analysis of edge effects in adhesively-bonded assemblies application to the determination of the adhesive behaviour*. Computers & Structures, 2008. **86**(17-18): p. 1704-1717.
25. Pinto, A.M.G., *Ligações adesivas entre materiais poliméricos com e sem alteração superficial dos substratos*, in *Departamento de Engenharia Mecânica e Gestão Industrial*. 2007, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto: Tese de doutoramento. p. 372.
26. Gauthier, M.M., *Engineering Materials Handbook-Desk Edition*. ASM International, USA. Vol. 1. 1995: ASM International, USA.
27. Barbosa, N.G.C., R.D.S.G. Campilho, F.J.G. Silva, e R.D.F. Moreira, *Comparison of different adhesively-bonded joint types for mechanical structures*. Applied Adhesion Science, 2018. **6**(1): p. 15.
28. Abdel Wahab, M.M., *Fatigue in Adhesively Bonded Joints: A Review*. ISRN Materials Science, 2012. **2012**: p. 746308.
29. Hart-Smith, L.J., *Analysis and design of advanced composite bonded joints*. 1974, NASA, Washington, United States. p. 60p.
30. Dillard, D.A., *Advances in structural adhesive bonding*. 2010, Amesterdão, Países Baixos: Elsevier.
31. de Moura, M.F.d.S.F., A.M.B. de Morais, e A.G. de Magalhães, *Materiais compósitos: materiais, fabrico e comportamento mecânico*. 2005: Porto, Publindústria.
32. Gauthier, M., *Sorting out structural adhesives*. Advanced Materials and Processes. Vol. 138. 1990, Weinheim, Alemanha: Wiley-VCH. 26-31.

33. Wirwicki, M., M. Andryszczyk, A. Andrzejewska, e T. Topolinski, *Testing the strength of the adhesive connection in specimen-monotonic tensile and shear with under variable load*, in *23rd International Conference - Engineering Mechanics 2017*. 2017: Svratka, Czech Republic, 15 p. 1054-1057.
34. Jeandrau, J.P., *Intrinsic mechanical characterization of structural adhesives*. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 1986. **6**(4): p. 229-231.
35. Maćkowiak, P. e B. Ligaj, *Damage to adhesive single lap joint made of materials with different properties under static loading conditions*, in *23rd International Conference-Engineering Mechanics 2017*. 2017: Svratka, República Checa, 15. p. 598-601.
36. Sołtysiak, R., D. Boroński, e M. Kotyk. *Experimental verification of the crack opening displacement using finite element method for CT specimens made of Ti6Al4V titanium alloy*. in *AIP Conference Proceedings*. 2016. AIP Publishing.
37. Maćkowiak, P. e B. Ligaj, *Manufacture of specimens and mechanical properties determination of structural adhesives under static loading condition*, in *IM 2018 - 24th International Conference - Engineering Mechanics 2018*. 2018: Svratka, Czech Republic. p. 525-528.
38. Da Silva, L.F.M. e R.D. Adams, *Measurement of the mechanical properties of structural adhesives in tension and shear over a wide range of temperatures*. *Journal of Adhesion Science Technology*, 2005. **19**(2): p. 109-141.
39. Chen, Z., R.D. Adams, e L.F.M. da Silva, *Fracture toughness of bulk adhesives in mode I and mode III and curing effect*. *International Journal of Fracture*, 2011. **167**(2): p. 221-234.
40. Maćkowiak, P., D. Płaczek, e M. Kotyk. *Determination of design mechanical properties of adhesives in a tensile and compression test*. in *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. 2018. IOP Publishing.
41. Román, J.d.C.S., *Experiments on Epoxy, Polyurethane and ADP Adhesives - Appendix A - Technical Report n° CCLab2000.1b/1*. 2005, Composite Construction Laboratory and École Polytechnique Fédérale de Lausanne.
42. ISO, *ISO 527-2: Plastics — Determination of tensile properties — Part 2: test conditions for moulding and extrusion plastics*. 2012.
43. Brockmann, W., P.L. Geiß, J. Klingen, e Schröder, *Adhesive Bonding: Materials, Applications and Technology*. 2009, Hoboken, New Jersey, EUA: Wiley Online Library.
44. Shimadzu, *Precision Universal Tester*, in *Autograph AG-X plus Series*. 2019.
45. ASTM, *ASTM D897-08, Standard Test Method for Tensile Properties of Adhesive Bonds*. 2016, West Conshohocken, Pensilvânia, EUA: ASTM International.
46. ASTM, *ASTM D2095-96. Standard Test Method for Tensile Strength of Adhesives by Means of Bar and Rod Specimens*. 1995, West Conshohocken, Pensilvânia, EUA: ASTM International.
47. Hosford, W.F., *Mechanical Behavior of Materials*. 2005, Cambridge, Inglaterra: Cambridge University Press.
48. ISO, *ISO 604:2002-Plastics — Determination of compressive properties*. 2002: Genebra, Suíça.
49. ASTM, *ASTM D695-15, Standard Test Method for Compressive Properties of Rigid Plastics*. 2015, West Conshohocken, Pensilvânia, EUA: ASTM International.

50. Li, P. e Z. Wang, *Experimental characterization and modified constitutive modeling of the strain rate dependent compressive behavior of adhesives*. *Macromolecular Materials and Engineering*, 2016. **301**(5): p. 577-585.
51. Da Silva, L.F.M., P. Roumagnac, P. Heuillet, B. Duncan, G.L. Anderson, R.D. Adams, J.-Y. Cognard, R. Créac'hcadec, L. Sohier, B. Gineste, J. Abenojar, Y. Ballesteros, J.C. del Real, e M.A. Martinez, *Quasi-Static Constitutive and Strength Tests*, in *Testing Adhesive Joints*. 2012. p. 79-162.
52. Walrath, D.E. e D.F. Adams, *The losipescu shear test as applied to composite materials*. *Experimental Mechanics*, 1983. **23**(1): p. 105-110.
53. Adams, D.F. e D.E. Walrath. *losipescu shear properties of SMC composite materials*. in *Composite Materials: Testing and Design (6th Conference)*. 1982. ASTM International.
54. Walrath, D.E. e D.F. Adams, *losipescu shear properties of graphite fabric/epoxy composite laminates*. 1985, Nasa, Wyoming University, EUA. p. 130.
55. Pierron, F. e A. Vautrin, *Measurement of the in-plane shear strengths of unidirectional composites with the losipescu test*. *Composites Science Technology*, 1998. **57**(12): p. 1653-1660.
56. ASTM, *ASTM D5379 / D5379M-19-Standard Test Method for Shear Properties of Composite Materials by the V-Notched Beam Method*. 2019, West Conshohocken, Pensilvânia, EUA: ASTM International.
57. ASTM, *Standard test methods for shear properties of composite materials by the v-notched beam method*. 1997, West Conshohocken, Pensilvânia, EUA: ASTM International.
58. Arcan, M., Z. Hashin, e A. Voloshin, *A method to produce uniform plane-stress states with applications to fiber-reinforced materials*. *Experimental Mechanics*, 1978. **18**(4): p. 141-146.
59. Hao, P., I.U. Din, e S. Panier, *Development of Modified Arcan Fixture for biaxial loading response of fiber-reinforced composites*. *Polymer Testing*, 2019. **80**: p. 106148.
60. Gan, K.W., T. Laux, S.T. Taher, J.M. Dulieu-Barton, e O.T. Thomsen, *A novel fixture for determining the tension/compression-shear failure envelope of multidirectional composite laminates*. *Composite Structures*, 2018. **184**: p. 662-673.
61. Jouan, A. e A. Constantinescu, *A critical comparison of shear tests for adhesive joints*. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 2018. **84**: p. 63-79.
62. Shifa, M., *Strength of Aluminum Alloys Under Static Mixed-Mode I/II Loading Conditions*. *Journal of Testing and Evaluation*, 2018. **46**: p. 294-304.
63. El-Hajjar, R. e R. Haj-Ali, *In-plane shear testing of thick-section pultruded FRP composites using a modified Arcan fixture*. *Composites Part B: Engineering*, 2004. **35**(5): p. 421-428.
64. García, J.A., A. Chiminelli, B. García, M. Lizaranzu, e M.A. Jiménez, *Characterization and material model definition of toughened adhesives for finite element analysis*. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 2011. **31**(4): p. 182-192.
65. Jeandrau, J.P., *Analysis and design data for adhesively bonded joints*. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 1991. **11**(2): p. 71-79.

66. Dean, G.D., B.C. Duncan, R. Adams, R. Thomas, e L. Vaughn, *Comparison of bulk and joint specimen tests for determining the shear properties of adhesives*. 1996: Rapport technique CMMT (B).
67. Gali, S., G. Dolev, e O. Ishai, *An effective stress/strain concept in the mechanical characterization of structural adhesive bonding*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 1981. **1**(3): p. 135-140.
68. Fernandez, G., D. Vandepitte, H. Usabiaga, e S. Debruyne, *Static and cyclic strength properties of brittle adhesives with porosity*. International Journal of Fatigue, 2018. **117**: p. 340-351.
69. Karny, M., *On the aerospace-grade adhesives shear strength testing with ASTM D5656 test as an example*. Transactions on Aerospace Research, 2019.
70. Morelle, X.P., J. Chevalier, C. Bailly, T. Pardoen, e F. Lani, *Mechanical characterization and modeling of the deformation and failure of the highly crosslinked RTM6 epoxy resin*. Mechanics of Time-Dependent Materials, 2017. **21**(3): p. 419-454.
71. da Silva, L.F., G.W. Critchlow, e M.A.V. Figueiredo, *Parametric study of adhesively bonded single lap joints by the Taguchi method*. Journal of Adhesion Science Technology, 2008. **22**(13): p. 1477-1494.
72. Banea, M.D. e L.F.M. Da Silva, *Mechanical characterization of flexible adhesives*. The Journal of Adhesion, 2009. **85**(4-5): p. 261-285.
73. Grant, L.D.R., R.D. Adams, e L.F.M. Da Silva, *Experimental and numerical analysis of single-lap joints for the automotive industry*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2009. **29**(4): p. 405-413.
74. ASTM, *ASTM D1002-Standard Test Method for Apparent Shear Strength of Single-Lap-Joint Adhesively Bonded Metal Specimens by Tension Loading (Metal-to-Metal)*. 2019, West Conshohocken, Pensilvânia, EUA: ASTM International.
75. ISO, *ISO 9664:1993-Adhesives — Test methods for fatigue properties of structural adhesives in tensile shear*. 1993: Genebra, Suíça.
76. ASTM, *ASTM D5656 - 10-Standard Test Method for Thick-Adherend Metal Lap-Shear Joints for Determination of the Stress-Strain Behavior of Adhesives in Shear by Tension Loading*. 2017, West Conshohocken, Pensilvânia, EUA: ASTM International.
77. Cognard, J.-Y., R. Créac'hcadec, L. Sohier, P.J.I.J.o.A. Davies, e Adhesives, *Analysis of the nonlinear behavior of adhesives in bonded assemblies—Comparison of TAST and Arcan tests*. 2008. **28**(8): p. 393-404.
78. da Silva, L.F.M., P. Roumagnac, P. Heuillet, B. Duncan, G.L. Anderson, R.D. Adams, J.Y. Cognard, R. Créac'hcadec, L. Sohier, e B. Gineste, *Quasi-Static Constitutive and Strength Tests*, in *Testing Adhesive Joints: Best Practices*. 2012. p. 79-162.
79. ASTM, *ASTM E229-97, Standard Test Method for Shear Strength and Shear Modulus of Structural Adhesives* 1997, West Conshohocken, Pensilvânia, EUA: ASTM International.
80. ISO, *ISO 11003-1-Adhesives — Determination of shear behaviour of structural adhesives — Part 1: Torsion test method using butt-bonded hollow cylinders*. 2019.
81. DIN, *DIN 54451 -Testing of adhesives for metals and bonded metal joints; tensile shear test for the determination of the shear stress-strain diagram of an adhesive in a bonded joint*. 1978, German Institute for Standardisation

82. ASTM, *ASTM D4562 - 01-Standard Test Method for Shear Strength of Adhesives Using Pin-and-Collar Specimen*. 2019, West Conshohocken, Pensilvânia, EUA: ASTM International.
83. ISO, *ISO 10123-Adhesives — Determination of shear strength of anaerobic adhesives using pin-and-collar specimens*. 2013: Genebra, Suíça.
84. Lidon, J., B. Perez, M.A. Martinez, e M. Madrid, *Calculation of the strength of cylindrical assemblies with an anaerobic adhesive*. *Journal of Adhesion Science and Technology*, 2005. **19**(1): p. 41-56.
85. ASTM, *ASTM D1876 - 08-Standard Test Method for Peel Resistance of Adhesives (T-Peel Test)*. 2015, West Conshohocken, Pensilvânia, EUA: ASTM International.
86. ASTM, *ASTM D903 - 98-Standard Test Method for Peel or Stripping Strength of Adhesive Bonds*. 2017, West Conshohocken, Pensilvânia, EUA: ASTM International.
87. ASTM, *ASTM D3167 - 10-Standard Test Method for Floating Roller Peel Resistance of Adhesives*. 2017, West Conshohocken, Pensilvânia, EUA: ASTM International.
88. Da Silva, L.F.M., D.A. Dillard, B. Blackman, e R.D. Adams, *Testing adhesive joints: Best practices*. 2012, Hoboken, Nova Jersey, EUA: John Wiley & Sons.
89. ASTM, *ASTM D1781 - 98-Standard Test Method for Climbing Drum Peel for Adhesives* 2012, West Conshohocken, Pensilvânia, EUA: ASTM International.
90. 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.
91. Hart-Smith, L.J.N.A. e S. Administration, *Adhesive-bonded double-lap joints*. *NASA CR-112235*. 1973.
92. Tong, L.J.A.M., *Bond strength for adhesive-bonded single-lap joints*. 1996. **117**(1-4): p. 101-113.
93. Tong, L.J.I.J.o.S. e Structures, *Strength of adhesively bonded single-lap and lap-shear joints*. 1998. **35**(20): p. 2601-2616.
94. 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.
95. 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.
96. Lee, L.-H., *Adhesive bonding*. 2013: Springer Science & Business Media.
97. Yang, Q. e M.D.J.I.J.o.F. Thouless, *Mixed-mode fracture analyses of plastically-deforming adhesive joints*. 2001. **110**(2): p. 175-187.
98. Da Silva, L.F.M. e A. Öchsner, *Modeling of adhesively bonded joints*. 2008, Nova Iorque, EUA: Springer.
99. Leal, A.J.S. e R.D.S.G. Campilho, *Numerical evaluation of the ENF and 4ENF tests for the shear toughness estimation of adhesive joints*. *Composite Structures*, 2018. **202**: p. 333-343.

100. Bader, M.G., I. Hamerton, J.N. Hay, M. Kemp, A.M. Waas, e S. Winchester, *Double cantilever beam testing of repaired carbon fibre composites*. Composites Part A: applied science manufacturing, 2000. **31**(6): p. 603-608.
101. Nairn, J.A., *Energy release rate analysis for adhesive and laminate double cantilever beam specimens emphasizing the effect of residual stresses*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2000. **20**(1): p. 59-70.
102. Ducept, F.D.P.G.D., P. Davies, e D.J. Gamby, *Mixed mode failure criteria for a glass/epoxy composite and an adhesively bonded composite/composite joint*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2000. **20**(3): p. 233-244.
103. Andersson, T. e U. Stigh, *The stress–elongation relation for an adhesive layer loaded in peel using equilibrium of energetic forces*. International Journal of Solids Structures, 2004. **41**(2): p. 413-434.
104. Bader, M., I. Hamerton, J. Hay, M. Kemp, S.J.C.P.A.a.s. Winchester, e manufacturing, *Double cantilever beam testing of repaired carbon fibre composites*. 2000. **31**(6): p. 603-608.
105. Ji, G., Z. Ouyang, e G. Li, *Effects of bondline thickness on Mode-I nonlinear interfacial fracture of laminated composites: an experimental study*. Composites Part B: Engineering, 2013. **47**: p. 1-7.
106. ASTM, *ASTM D3433-99-Standard Test Method for Fracture Strength in Cleavage of Adhesives in Bonded Metal Joints*. 2012, West Conshohocken, Pensilvânia, EUA: ASTM International.
107. ISO, *ISO 25217: 2009, Adhesives–Determination of the Mode I Adhesive Fracture Energy of Structural Adhesive Joints Using Double Cantilever Beam and Tapered Double Cantilever Beam Specimens*. 2009: Genebra, Suíça.
108. Lopes, R.M., R.D.S.G. Campilho, F.J.G. Da Silva, e T.M.S. Faneco, *Comparative evaluation of the Double-Cantilever Beam and Tapered Double-Cantilever Beam tests for estimation of the tensile fracture toughness of adhesive joints*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2016. **67**: p. 103-111.
109. Marzi, S., A. Biel, e U. Stigh, *On experimental methods to investigate the effect of layer thickness on the fracture behavior of adhesively bonded joints*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2011. **31**(8): p. 840-850.
110. Blackman, B.R.K., H. Hadavinia, A.J. Kinloch, M. Paraschi, e J.G. Williams, *The calculation of adhesive fracture energies in mode I: revisiting the tapered double cantilever beam (TDCB) test*. Engineering Fracture Mechanics, 2003. **70**(2): p. 233-248.
111. ASTM, *ASTM E399 - 20-Standard Test Method for Linear-Elastic Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials*. 2020, West Conshohocken, Pensilvânia, EUA: ASTM International.
112. Quan, D., N. Murphy, P. Cardiff, e A. Ivankovic, *The intrinsic fracture property of a rubber-modified epoxy adhesive: Geometrical transferability*. Engineering Fracture Mechanics, 2018. **203**: p. 240-249.
113. Velasquez, R., H. Tabatabaee, e H. Bahia, *Low temperature cracking characterization of asphalt binders by means of the single-edge notch bending (SENB) test*. Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists, 2011. **80**: p. 583-614.
114. 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.

115. Khoshravan, M. e F. Asgari Mehrabadi, *Fracture analysis in adhesive composite material/aluminum joints under mode-I loading; experimental and numerical approaches*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2012. **39**: p. 8-14.
116. Toolabi, M. e B.R.K. Blackman, *Guidelines for selecting the dimensions of adhesively bonded end-loaded split joints: An approach based on numerical cohesive zone length*. Engineering Fracture Mechanics, 2018. **203**: p. 250-265.
117. Blackman, B.R.K., A.J. Kinloch, e M. Paraschi, *The determination of the mode II adhesive fracture resistance, GIIC, of structural adhesive joints: an effective crack length approach*. Engineering Fracture Mechanics, 2005. **72**(6): p. 877-897.
118. ISO, *ISO 15114:2014-Fibre-reinforced plastic composites — Determination of the mode II fracture resistance for unidirectionally reinforced materials using the calibrated end-loaded split (C-ELS) test and an effective crack length approach*. 2014: Genebra, Suíça.
119. Pérez-Galmés, M., J. Renart, C. Sarrado, A. Rodríguez-Bellido, e J. Costa, *A data reduction method based on the J-integral to obtain the interlaminar fracture toughness in a mode II end-loaded split (ELS) test*. Composites Part A: Applied Science Manufacturing, 2016. **90**: p. 670-677.
120. De Moura, M.F.S.F. e A.B. De Morais, *Equivalent crack based analyses of ENF and ELS tests*. Engineering Fracture Mechanics, 2008. **75**(9): p. 2584-2596.
121. 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.
122. Blackman, B.R.K., A.J. Brunner, e J.G. Williams, *Mode II fracture testing of composites: a new look at an old problem*. Engineering Fracture Mechanics, 2006. **73**(16): p. 2443-2455.
123. Wang, W.-X., M. Nakata, Y. Takao, T.J.C.P.A.A.S. Matsubara, e Manufacturing, *Experimental investigation on test methods for mode II interlaminar fracture testing of carbon fiber reinforced composites*. Elsevier, 2009. **40**(9): p. 1447-1455.
124. Schuecker, C. e B.D. Davidson, *Effect of friction on the perceived mode II delamination toughness from three-and four-point bend end-notched flexure tests*, in *Composite structures: Theory and practice*. 2001, ASTM International.
125. da Silva, L.F.M., F.A.C.R.G. De Magalhaes, F.J.P. Chaves, e M.F.S.F. De Moura, *Mode II fracture toughness of a brittle and a ductile adhesive as a function of the adhesive thickness*. The Journal of Adhesion, 2010. **86**(9): p. 891-905.
126. Leffler, K., K.S. Alfredsson, e U. Stigh, *Shear behaviour of adhesive layers*. International Journal of Solids and Structures, 2007. **44**(2): p. 530-545.
127. Arrese, A., N. Carbajal, G. Vargas, e F. Mujika, *A new method for determining mode II R-curve by the End-Notched Flexure test*. Engineering Fracture Mechanics, 2010. **77**(1): p. 51-70.
128. Zabala, H., L. Aretxabaleta, G. Castillo, e J. Aurrekoetxea, *Dynamic 4 ENF test for a strain rate dependent mode II interlaminar fracture toughness characterization of unidirectional carbon fibre epoxy composites*. Polymer Testing, 2016. **55**: p. 212-218.
129. Azevedo, J.C.S., R.D.S.G. Campilho, F.J.G. da Silva, T.M.S. Faneco, e R.M. Lopes, *Cohesive law estimation of adhesive joints in mode II condition*. Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 2015. **80**: p. 143-154.

130. da Silva, L.F.M., V.H.C. Esteves, e F.J.P. Chaves, *Fracture toughness of a structural adhesive under mixed mode loadings* ----. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 2011. **42**(5): p. 460-470.
131. Dillard, D.A., H.K. Singh, D.J. Pohlit, J.M.J.J.o.A.S. Starbuck, e Technology, *Observations of decreased fracture toughness for mixed mode fracture testing of adhesively bonded joints*. 2009. **23**(10-11): p. 1515-1530.
132. Suo, Z. e J.W.J.I.J.o.F. Hutchinson, *Interface crack between two elastic layers*. 1990. **43**(1): p. 1-18.
133. Williams, J.G., *End corrections for orthotropic DCB specimens*. *Composites Science and Technology*, 1989. **35**(4): p. 367-376.
134. Williams, J.G., *The fracture mechanics of delamination tests*. *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, 1989. **24**(4): p. 207-214.
135. Park, S. e D.A. Dillard, *Development of a simple mixed-mode fracture test and the resulting fracture energy envelope for an adhesive bond*. *International Journal of Fracture*, 2007. **148**(3): p. 261-271.
136. da Silva, L.F.M., V.H.C. Esteves, e F.J.P. Chaves, *Fracture toughness of a structural adhesive under mixed mode loadings*. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 2011. **42**(5): p. 460-470.
137. Reeder, J.R. e J.H.C. Jr., *Mixed-mode bending method for delamination testing*. *AiAA Journal*, 1990. **28**(7): p. 1270-1276.
138. ASTM, *ASTM D6671 / D6671M-19, Standard Test Method for Mixed Mode I-Mode II Interlaminar Fracture Toughness of Unidirectional Fiber Reinforced Polymer Matrix Composites*. 2019, West Conshohocken, Pensilvânia, EUA: ASTM International.
139. Stamoulis, G., N. Carrere, J.Y. Cognard, P. Davies, e C. Badulescu, *On the experimental mixed-mode failure of adhesively bonded metallic joints*. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 2014. **51**: p. 148-158.
140. Stamoulis, G., N. Carrère, J.-Y. Cognard, P. Davies, C.J.I.J.o.A. Badulescu, e Adhesives, *On the experimental mixed-mode failure of adhesively bonded metallic joints*. 2014. **51**: p. 148-158.
141. Rubiera, S., A. Argüelles, J. Viña, e C. Rocandio, *Study of the phenomenon of fatigue delamination in a carbon-epoxy composite under mixed mode I/II fracture employing an asymmetric specimen*. *International Journal of Fatigue*, 2018. **114**: p. 74-80.
142. Yoon, S.H. e C.S. Hong, *Modified end notched flexure specimen for mixed mode interlaminar fracture in laminated composites*. *International Journal of Fracture*, 1990. **43**(1): p. R3-R9.
143. Shokrieh, M.M., A. Zeinedini, e S.M. Ghoreishi, *On the mixed mode I/II delamination R-curve of E-glass/epoxy laminated composites*. *Composite Structures*, 2017. **171**: p. 19-31.
144. 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.
145. Benzeggagh, M.L. e M. Kenane, *Measurement of mixed-mode delamination fracture toughness of unidirectional glass/epoxy composites with mixed-mode bending apparatus*. *Composites Science and Technology*, 1996. **56**(4): p. 439-449.

146. Tong, L. e Q. Luo, *Analysis of cracked lap shear (CLS) joints*, in *Modeling of Adhesively Bonded Joints*. 2008, Springer. p. 25-51.
147. Azimi, M., S.S. Mirjavadi, S.A. Asli, e A.M.S. Hamouda, *Fracture analysis of a special cracked lap shear (CLS) specimen with utilization of virtual crack closure technique (VCCT) by finite element methods*. *Journal of Failure Analysis and Prevention*, 2017. **17**(2): p. 304-314.
148. Brussat, T.R., S.T. Chiu, e S. Mostovoy, *Fracture mechanics for structural adhesive bonds*. 1977, Lockheed-California Company: Glenwood Illinois 60425. p. 126.
149. Azari, S., M. Eskandarian, M. Papini, J.A. Schroeder, e J.K. Spelt, *Fracture load predictions and measurements for highly toughened epoxy adhesive joints*. *Engineering Fracture Mechanics*, 2009. **76**(13): p. 2039-2055.
150. Johnson, W.S., *Stress analysis of the cracked-lap-shear specimen: an ASTM round-robin*. *Journal of Testing and Evaluation*, 1987. **15**(6): p. 303-324.
151. Rhee, K.Y. e C.H.J.J.o.c.m. Chi, *Determination of fracture toughness, GC of Graphite/epoxy composites from a cracked lap shear (CLS) specimen*. 2001. **35**(1): p. 77-93.
152. Fernlund, G., J.J.I.J.o.A. Spelt, e Adhesives, *Failure load prediction: II. Experimental results*. 1991. **11**(4): p. 221-227.
153. Cheuk, P., L.J.C.S. Tong, e Technology, *Failure of adhesive bonded composite lap shear joints with embedded precrack*. 2002. **62**(7-8): p. 1079-1095.
154. Fernlund, G., M. Papini, D. McCammond, J.J.C.S. Spelt, e Technology, *Fracture load predictions for adhesive joints*. 1994. **51**(4): p. 587-600.
155. Datla, N., M. Papini, J. Schroeder, J.J.I.J.o.A. Spelt, e adhesives, *Modified DCB and CLS specimens for mixed-mode fatigue testing of adhesively bonded thin sheets*. 2010. **30**(6): p. 439-447.
156. Tada, H., P. Paris, e G.J.H. Irwin, Pa, *The stress analysis of cracks handbook*, *Del Research Corp*. 1973.
157. Edde, F. e Y. Verreman, *On the fracture parameters in a clamped cracked lap shear adhesive joint*. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 1992. **12**(1): p. 43-48.
158. Fernlund, G. e J.K. Spelt, *Failure load prediction of structural adhesive joints: Part 1: Analytical method*. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 1991. **11**(4): p. 213-220.
159. Jokinen, J. e M.J.E.F.M. Kanerva, *Analysis of cracked lap shear testing of tungsten-CFRP hybrid laminates*. 2017. **175**: p. 184-200.
160. Lai, Y.-H., M.D. Rakestraw, e D.A. Dillard, *The cracked lap shear specimen revisited—a closed form solution*. *International Journal of Solids and Structures*, 1996. **33**(12): p. 1725-1743.
161. Gustafson, C.-G., M. Hojo, e D. Holm, *A Nonlinear Analysis of the CLS Specimen*. *Journal of Composite Materials*, 1989. **23**(2): p. 146-162.
162. Dattaguru, B., R.A. Everett Jr, J.D. Whitcomb, e W.S. Johnson, *Geometrically nonlinear analysis of adhesively bonded joints*, in *23rd AIAA/ASME/ASCE/AHS Structures, Structural Dyn. and Mater. Conf.* 1982, NASA-TM-84562 New Orleans. p. 59-65.
163. Wilkins, D.J., J.R. Eisenmann, R.A. Camin, W.S. Margolis, e R.A. Benson, *Characterizing delamination growth in graphite-epoxy*, in *In STP775-EB Damage*

- in Composite Materials: Basic Mechanisms, Accumulation, Tolerance, and Characterization*, K. Reifsnider, Editor. 1982, ASTM International: West Conshohocken, PA. p. 168-183.
164. Gustafson, C.-G., L. Jilken, e P.A. Gradin, *Fatigue thresholds of delamination crack growth in orthotropic graphite/epoxy laminates*, in *In STP876-EB Delamination and debonding of materials*, W. Johnson, Editor. 1985, ASTM International: West Conshohocken, PA. p. 200-216.
165. Dattaguru, B., R.A. Everett, J.D. Whitcomb, e W.S. Johnson, *J. Eng. Mater. Technol. Trans. ASME*, 1984. **106**: p. 59-65.
166. Johnson, W.S. e S. Mall, *A fracture mechanics approach for designing adhesively bonded joints*, in *Delamination and debonding of materials*. 1985, ASTM International.
167. Rizov, V., *Analytical Study of Elastic-Plastic Fracture in the Crack-Lap Shear Multilayered Beam Configuration*. *Journal of Theoretical Applied Mechanics*, 2018. **48**(4): p. 61-77.
168. Rhee, K.Y. e C.H. Chi, *Determination of fracture toughness, G_C of Graphite/epoxy composites from a cracked lap shear (CLS) specimen*. *Journal of composite materials*, 2001. **35**(1): p. 77-93.
169. Grady, J.E., *Fracture toughness testing of polymer matrix composites*. Vol. 3199. 1992: National Aeronautics and Space Administration, Office of Management ...
170. Wilkins, D.J., *A Comparison of the Delamination and Environmental Resistance of a Graphite-Epoxy and a Graphite-Bismaleimide*. 1981, GENERAL DYNAMICS FORT WORTH TX FORT WORTH DIV.
171. Goland, M. e E. Reissner, *The stresses in cemented joints*. *J. Appl. Mech.*, 1944. **17**: p. 66, A17-A27.
172. Luo, Q. e L. Tong, *Fully-coupled nonlinear analysis of single lap adhesive joints*. *International Journal of Solids Structures*, 2007. **44**(7-8): p. 2349-2370.
173. Löbel, T., H. Sonnenberg, D. Holzhüter, e C. Hühne, *Fatigue evaluation and enhanced shear strain measurements of bonded composite joints*. 2015.
174. Kruse, T., T. Koerwien, T. Meer, e M.J.U.o.b.j.i.m.a. Geistbeck, *Certification by means of disbond arrest features and results (EU-FP7 project BOPACS)*. 2018.
175. Shiino, M.Y., R.C. Alderliesten, M.V. Donadon, e M.O.H. Cioffi, *The relationship between pure delamination modes I and II on the crack growth rate process in cracked lap shear specimen (CLS) of 5 harness satin composites*. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2015. **78**: p. 350-357.
176. Adebahr, W., R. Sachse, P. Middendorf, e M. Kreuzbruck. *Crack growth monitoring at CFRP adhesive bondings*. in *AIP Conference Proceedings*. 2016. AIP Publishing LLC.
177. Rizov, V.J.J.o.T. e A. Mechanics, *Analytical Study of Elastic-Plastic Fracture in the Crack-Lap Shear Multilayered Beam Configuration*. 2018. **48**(4): p. 61-77.
178. Floros, I. e K.J.C.S. Tserpes, *Fatigue crack growth characterization in adhesive CFRP joints*. 2019. **207**: p. 531-536.
179. Silva, D.F.O., R.D.S.G. Campilho, F.J.G. Silva, e U.T.F. Carvalho, *Application a direct/cohesive zone method for the evaluation of scarf adhesive joints*. *Applied Adhesion Science*, 2018. **6**(1): p. 13.

180. Penado, F.E., *A simplified method for the geometrically nonlinear analysis of the single lap joint*. Journal of Thermoplastic Composite Materials, 1998. **11**(3): p. 272-287.
181. Li, W., M. Ma, X. Han, L. Tang, J. Zhao, e E. Gao, *Strength prediction of adhesively bonded single lap joints under salt spray environment using a cohesive zone model*. The Journal of Adhesion, 2016. **92**(11): p. 916-937.
182. Salve, A.K. e S.N. Jalwadi. *Implementation of Cohesive Zone in ABAQUS to Investigate Fracture Problems*. in *Proceedings of the National Conference for Engineering Post Graduates RIT, NConPG-15, November*. 2015.
183. Barenblatt, G.I., *Equilibrium cracks formed during brittle fracture rectilinear cracks in plane plates*. Journal of Applied Mathematics and Mechanics, 1959. **23**(4): p. 1009-1029.
184. Dugdale, D.S., *Yielding of steel sheets containing slits*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1960. **8**(2): p. 100-104.
185. Campilho, R.D., M.D. Banea, J. Neto, e L.F. 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.
186. Da Silva, L.F. e R.D. Campilho, *Cohesive Zone Modelling*, in *Advances in numerical modeling of adhesive joints*. 2012, Springer. p. 1-93.
187. Nossek, M. e S. Marzi, *Cohesive Zone Modeling for Adhesives.*, in *Predictive Modeling of Dynamic Processes.*, H.S. (eds), Editor. 2009, Springer, Boston, MA.
188. Heshmati, M., R. Haghani, e M. Al-Emrani, *Dependency of cohesive laws of a structural adhesive in Mode-I and Mode-II loading on moisture, freeze-thaw cycling, and their synergy*. Materials and Design, 2017. **122**: p. 433-447.
189. Pardoen, T., T. Ferracin, C.M. Landis, e F. Delannay, *Constraint effects in adhesive joint fracture*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 2005. **53**(9): p. 1951-1983.
190. Xie, D. e A.M. Waas, *Discrete cohesive zone model for mixed-mode fracture using finite element analysis*. Engineering Fracture Mechanics, 2006. **73**(13): p. 1783-1796.
191. 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.
192. Park, K. e G.H. Paulino, *Cohesive Zone Models: A Critical Review of Traction-Separation Relationships Across Fracture Surfaces*. Applied Mechanics Reviews, 2013. **64**(6).
193. Alfano, G. e M.A. Crisfield, *Finite element interface models for the delamination analysis of laminated composites: mechanical and computational issues*. 2001. **50**(7): p. 1701-1736.
194. Alfano, G., *On the influence of the shape of the interface law on the application of cohesive-zone models*. Composites Science and Technology, 2006. **66**(6): p. 723-730.
195. 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.

196. 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.
197. 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.
198. Kafkalidis, M. e M. 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.
199. 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.
200. 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.
201. Li, G. e C. Li, *Linking bilinear traction law parameters to cohesive zone length for laminated composites and bonded joints*. Advances in aircraft spacecraft science, 2014. **1**(2): p. 177.
202. Turon, A., C.G. Dávila, P.P. Camanho, e J. Costa, *An engineering solution for mesh size effects in the simulation of delamination using cohesive zone models*. Engineering Fracture Mechanics, 2007. **74**(10): p. 1665-1682.
203. Li, G. e C. Li, *Linking bilinear traction law parameters to cohesive zone length for laminated composite mode I loading*. Advances in aircraft and spacecraft science, 2014. **1**: p. 177-196.
204. Fernandes, R.L. e R.D.S.G. Campilho, *Testing different cohesive law shapes to predict damage growth in bonded joints loaded in pure tension*. The Journal of Adhesion, 2017. **93**(1-2): p. 57-76.
205. Li, S., M.D. Thouless, A.M. Waas, J.A. Schroeder, e P.D. Zavattieri, *Use of a cohesive-zone model to analyze the fracture of a fiber-reinforced polymer-matrix composite*. Composites Science and Technology, 2005. **65**(3): p. 537-549.
206. Campilho, R.D.S.G., M.D. Banea, F.J.P. Chaves, e L.F.M.d. Silva, *eXtended Finite Element Method for fracture characterization of adhesive joints in pure mode I*. Computational Materials Science, 2011. **50**(4): p. 1543-1549.
207. Banea, M.D., L.F.M. da Silva, e R.D.S.G. Campilho, *Temperature Dependence of the Fracture Toughness of Adhesively Bonded Joints*. Journal of Adhesion Science and Technology, 2010. **24**(11-12): p. 2011-2026.
208. Pandya, K.C. e J.G. Williams, *Measurement of cohesive zone parameters in tough polyethylene*. Polymer Engineering & Science, 2000. **40**(8): p. 1765-1776.
209. Campilho, R.D., M. Costa, G. Viana, e L.F. da Silva, *Parameter identification in cohesive zone modelling*, in *Strength Prediction of Adhesively-Bonded Joints*. 2017, CRC Press. p. 161-208.
210. Leitão, A.C.C., R.D.S.G. Campilho, e D.C. Moura, *Shear Characterization of Adhesive Layers by Advanced Optical Techniques*. Experimental Mechanics, 2016. **56**(3): p. 493-506.
211. 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.
212. Teixeira, J.M.D., R. Campilho, e F.J.G. da Silva, *Numerical assessment of the Double-Cantilever Beam and Tapered Double-Cantilever Beam tests for the GIC determination of adhesive layers*. The Journal of Adhesion, 2018. **94**(11): p. 951-973.
213. Machado, J.J.M., E.A.S. Marques, R. Campilho, e L.F.M. da Silva, *Mode I fracture toughness of CFRP as a function of temperature and strain rate*. Journal of Composite Materials, 2016. **51**(23): p. 3315-3326.
214. Fernandes, R.L. e R.D.S.G. Campilho, *Accuracy of cohesive laws with different shape for the shear behaviour prediction of bonded joints*. The Journal of Adhesion, 2019. **95**(4): p. 325-347.
215. Figueiredo, J.C.P., R.D.S.G. Campilho, E.A.S. Marques, J.J.M. Machado, e L.F.M. da Silva, *Adhesive thickness influence on the shear fracture toughness measurements of adhesive joints*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2018. **83**: p. 15-23.
216. Machado, J.J.M., E.A.S. Marques, R.D.S.G. Campilho, e L.F.M. da Silva, *Mode II fracture toughness of CFRP as a function of temperature and strain rate*. Composites Part B: Engineering, 2017. **114**: p. 311-318.
217. Xu, W. e Y. Wei, *Influence of adhesive thickness on local interface fracture and overall strength of metallic adhesive bonding structures*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2013. **40**: p. 158-167.
218. Oliveira, J.J.G., R.D.S.G. Campilho, F.J.G. Silva, E.A.S. Marques, J.J.M. Machado, e L.F.M. da Silva, *Adhesive thickness effects on the mixed-mode fracture toughness of bonded joints*. The Journal of Adhesion, 2020. **96**(1-4): p. 300-320.
219. Tauheed, M. e N.V. Datla, *Mixed-Mode Cohesive Law Estimation of Composite Joints Made of Toughened Epoxy Adhesive*. Procedia Structural Integrity, 2019. **14**: p. 354-361.
220. Nunes, F.A.A. e R.D.S.G. Campilho, *Mixed-mode fracture analysis of adhesively-bonded joints using the ATDCB test specimen*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2018. **85**: p. 58-68.
221. Hosseini-Toudeshky, H., F. Sheibanian, H.R. Ovesy, e M.S. Goodarzi, *Prediction of interlaminar fatigue damages in adhesively bonded joints using mixed-mode strain based cohesive zone modeling*. Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 2020. **106**: p. 102480.
222. Campilho, R., M. De Moura, A. 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**: p. 149-157.
223. Liao, L. e C. Huang, *Numerical analysis of effects of adhesive type and geometry on mixed-mode failure of adhesive joint*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2016. **68**: p. 389-396.
224. Liao, L. e C. Huang, *Numerical Analysis of Effect of Cohesive Parameters on Mixed-Mode Failure of Double-Scarf Adhesive Joint Subjected to Uniaxial Tensile Loadings*. 2015. V02BT02A031.
225. Campilho, R., J. Ribeiro, R. Rocha, A. Leal, e F. Viana, *Validation of fracture envelopes of structural adhesives for mixed-mode strength prediction of bonded joints*. Frattura ed Integrità Strutturale, 2019. **13**(48): p. 332-347.

226. Guo, W., P. Chen, L. Yu, G. Peng, Y. Zhao, e F. Gao, *Numerical analysis of the strength and interfacial behaviour of adhesively bonded joints with varying bondline thicknesses*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2020. **98**: p. 102553.
227. Campilho, R.D.S.G., M.F.S.F. de Moura, e J.J.M.S. Domingues, *Numerical prediction on the tensile residual strength of repaired CFRP under different geometric changes*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2009. **29**(2): p. 195-205.
228. Ribeiro, T.E.A., R.D.S.G. Campilho, L.F.M. da Silva, e L. Goglio, *Damage analysis of composite-aluminium adhesively-bonded single-lap joints*. Composite Structures, 2016. **136**: p. 25-33.
229. Campilho, R.D.S.G., M.F.S.F. de Moura, e J.J.M.S. Domingues, *Modelling single and double-lap repairs on composite materials*. Composites Science and Technology, 2005. **65**(13): p. 1948-1958.
230. 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.
231. 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: Engineering, 2013. **50**: p. 120-126.
232. T. Faneco, R. Campilho, F. Silva, e R. Lopes, *Strength and Fracture Characterization of a Novel Polyurethane Adhesive for the Automotive Industry*. Journal of Testing and Evaluation 2017. **45**: p. 398-407.
233. Aerontec, C.T. *Araldite AV138 & HV998*. 2020 [cited 2020; Available from: <https://www.aerontec.co.za/product/araldite-av138-hv998/>].
234. Campilho, R.D.S.G., A.M.G. Pinto, M.D. Banea, R.F. Silva, e L.F.M. da Silva, *Strength Improvement of Adhesively-Bonded Joints Using a Reverse-Bent Geometry*. Journal of Adhesion Science and Technology, 2011. **25**(18): p. 2351-2368.
235. J.A.B.P. Neto, R.D.S.G.C., L.F.M. da Silva, *Parametric study of adhesive joints with composites*. International Journal of Adhesion & Adhesives, 2012. **37**.
236. Krayden. *Araldite 2015*. 2020; Available from: <https://krayden.com/araldite-2015/huntsman-araldite-2015/>.
237. R.D.S.G. Campilho, A.M.G.P., M.D. Banea, R.F. Silva, L.F.M. da Silva, *Strength improvement of adhesively-bonded joints using a reverse-bent geometry*. Journal of Adhesion Science and Technology, 2011. **25**.
238. Lopes, R., R. Campilho, F. Da Silva, T.J.I.J.o.A. Faneco, e Adhesives, *Comparative evaluation of the Double-Cantilever Beam and Tapered Double-Cantilever Beam tests for estimation of the tensile fracture toughness of adhesive joints*. 2016. **67**: p. 103-111.
239. Azevedo, J., R. Campilho, F. Da Silva, T. Faneco, R.J.T. Lopes, e A.F. Mechanics, *Cohesive law estimation of adhesive joints in mode II condition*. 2015. **80**: p. 143-154.
240. Barenblatt, G.I., *The mathematical theory of equilibrium cracks in brittle fracture*, in *Advances in applied mechanics*. 1962, Elsevier. p. 55-129.

241. Barenblatt, G.I., *The formation of equilibrium cracks during brittle fracture. General ideas and hypotheses. Axially-symmetric cracks.* Journal of applied mathematics mechanics, 1959. **23**(3): p. 622-636.
242. Dugdale, D.S., *Yielding of steel sheets containing slits.* Journal of the Mechanics Physics of Solids., 1960. **8**(2): p. 100-104.
243. Zhao, X., R.D. Adams, e L.F.M. Da Silva, *Single lap joints with rounded adherend corners: experimental results and strength prediction.* Journal of Adhesion Science Technology, 2011. **25**(8): p. 837-856.
244. 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): p. 147-161.
245. Feraren, P. e H.M. Jensen, *Cohesive zone modelling of interface fracture near flaws in adhesive joints.* Engineering Fracture Mechanics, 2004. **71**(15): p. 2125-2142.
246. Da Silva, L.F.M. e R.D.S.G. Campilho, *Advances in numerical modelling of adhesive joints*, in *Advances in numerical modeling of adhesive joints*. 2012, Springer: Nova Iorque, EUA. p. 1-93.
247. Gonçalves, J.P.M., M. De Moura, e P.M.S.T. Castro, *A three-dimensional finite element model for stress analysis of adhesive joints.* International Journal of Adhesion and Adhesives, 2002. **22**: p. 357-365.
248. Chaves, F.J.P., M.F.S.F. de Moura, L.F.M. da Silva, e D.A. Dillard, *Numerical analysis of the dual actuator load test applied to fracture characterization of bonded joints.* International Journal of Solids and Structures, 2011. **48**(10): p. 1572-1578.
249. Figueiredo, J.C.P., R.D.S.G. Campilho, E.A.S. Marques, J.J.M. Machado, e L.F.M. da Silva, *Adhesive thickness influence on the shear fracture toughness measurements of adhesive joints.* International Journal of Adhesion and Adhesives, 2018. **83**: p. 15-23.
250. Campilho, R.D.S.G., D.C. Moura, e L.F.M. da Silva, *Adhesive thickness effects of a ductile adhesive by optical measurement techniques.* International Journal of Adhesion and Adhesives, 2015. **57**: p. 125-132.
251. Campilho, R.D.S.G., D.C. Moura, M.D. Banea, L.F.M. da Silva, e Adhesives, *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.
252. Loureiro, F.J.C.F.d.B., R. Campilho, e R.J.T.J.o.A. Rocha, *J-integral analysis of the mixed-mode fracture behaviour of composite bonded joints.* 2020. **96**(1-4): p. 321-344.
253. Nunes, F.A.A. e R.D.S.G. Campilho, *Mixed-mode fracture analysis of adhesively-bonded joints using the ATDCB test specimen.* International Journal of Adhesion and Adhesives, 2018. **85**: p. 58-68.