



# Estudo numérico da fratura em modo misto de juntas adesivas pelo ensaio single-leg bending

ARMANDO FILIPE LOPES DE MACEDO

novembro de 2020

# **ESTUDO NUMÉRICO DA FRATURA EM MODO MISTO DE JUNTAS ADESIVAS PELO ENSAIO *SINGLE-LEG BENDING***

Armando Filipe Lopes Macedo

1050575

**2020**

Instituto Superior de Engenharia do Porto

Mestrado em Engenharia Mecânica





# **ESTUDO NUMÉRICO DA FRATURA EM MODO MISTO DE JUNTAS ADESIVAS PELO ENSAIO *SINGLE-LEG BENDING***

Armando Filipe Lopes Macedo

1050575

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 Raul Duarte Salgueiral Gomes Campilho.

**2020**

Instituto Superior de Engenharia do Porto

Mestrado em Engenharia Mecânica





# JÚRI

## **Presidente**

Doutora Elza Maria Morais Fonseca

Professor Adjunto, Instituto Superior de Engenharia do Porto

## **Orientador**

Doutor Raul Duarte Salgueiro Gomes Campilho

Professor Adjunto, Instituto Superior de Engenharia do Porto

## **Arguente**

Doutor Alfredo Manuel Balacó de Morais

Professor Associado, Universidade de Aveiro



## AGRADECIMENTOS

Ao meu orientador Professor Doutor Raul Duarte Salgueiro Gomes Campilho, pela disponibilidade, infindável compreensão e grande incentivo, que apresentou durante toda a realização da presente dissertação.

Aos meus pais, sem eles não me seria possível ter a oportunidade de chegar até este momento.



## PALAVRAS CHAVE

*Single-Leg Bending*, Ligação adesiva, Espessura de Adesivo, Ductilidade, Modelos de dano coesivo, Adesivos Estruturais, Método de Elementos Finitos, Mecânica da Fratura.

## RESUMO

É um facto que, desde o início do século XX, os adesivos têm sido cada vez mais utilizados, nas mais diversas indústrias, e até substituindo outros métodos de ligação mecânica, como por exemplo as ligações aparafusadas e rebitadas. Atualmente a utilização de adesivos é imprescindível, devido às claras vantagens que a utilização de ligações adesivas traz às aplicações, como é o caso do bom comportamento sob cargas cíclicas ou fadiga, ou a redução de peso de toda a estrutura onde estão inseridas, devido ao facto de serem mais leves do que as outras ligações. Outra grande vantagem deste tipo de ligações é permitir ligar diferentes tipos de materiais com uma menor concentração de tensões. No projeto de juntas adesivas é importante prever o seu comportamento aos esforços a que estas vão estar sujeitas e determinar com grande precisão as propriedades de fratura. Para esse efeito, a análise numérica pelo Método de Elementos Finitos (MEF), complementado pelos Modelos de Dano Coesivo (MDC), adquire uma particular importância.

No presente trabalho é realizada uma análise numérica, pelo MEF, utilizando um modelo de dano triangular, do comportamento à fratura de um adesivo estrutural em função da espessura do adesivo ( $t_A$ ). Como valores base foram utilizados dados experimentais de um trabalho previamente realizado, ao adesivo Sikaforce®7752, de modo a estudar as suas propriedades de fratura. O adesivo foi solicitado em modo misto, e para esse efeito foi utilizado o ensaio *Single-Leg Bending* (SLB) e vários valores de  $t_A$ . Depois de feitas as simulações numéricas foi possível comparar as curvas força-deslocamento ( $P-\delta$ ), experimentais e numéricas de modo a confirmar e prever com precisão a resistência mecânica e respetivas propriedades de fratura do adesivo (taxa de libertação de energia de deformação crítica em modo I,  $G_{IC}$ , e modo II,  $G_{IIC}$ ). No trabalho experimental foi obtido o envelope de fratura para uma das  $t_A$  estudadas e realizadas as respetivas simulações numéricas. Foi possível obter os envelopes de fratura para todas as  $t_A$ , sendo assim possível comparar e discutir os resultados obtidos, no sentido de averiguar se o critério de rotura obtido foi o mais adequado. Nos ensaios numéricos foi possível retratar o comportamento verificado nos ensaios experimentais, com algum desvio nos valores obtidos nos envelopes de fratura para as  $t_A$  mais elevadas, mas os critérios de propagação escolhidos foram validados através da análise da comparação entre os resultados experimentais e numéricos.



## KEYWORDS

Single-Leg Bending, Adhesive Joint, Adhesive Thickness, Ductility, Cohesive Zone Models, Structural Adhesives, Finite Element Method, Fracture Mechanics.

## ABSTRACT

It is a fact that since the beginning of the XX century, adhesives have been increasingly used in various industries and even replacing other mechanical joining methods, such as bolted and riveted joints. Nowadays the use of adhesives is essential, due to the clear advantages that the use of adhesive joints bring to applications, as is the case of good behaviour under cyclic loads or fatigue, or the weight reduction of the entire structure where they are inserted in, due to the fact that they are lighter than the other joints types. Another major advantage of this type of joints is allowing the connection of different types of materials, with fewer concentration points. In the design of adhesive joints, it is important to predict their behaviour to the loads to which they will be subjected and to estimate their fracture properties. For this purpose, the numerical analysis by the Finite Element Method (FEM), complemented by Cohesive Zone Models (CZM) acquire a particular importance.

In the present work a numerical analysis is performed, by FEM, using a triangular damage model, of the fracture behaviour of a structural adhesive as a function of the adhesive thickness ( $t_A$ ). As base values, experimental data from a previously work regarding the adhesive Sikaforce®7752 were used, aiming to study its fracture properties. The adhesive was loaded in mixed mode and, for this purpose, the Single-Leg Bending (SLB) test and various  $t_A$  values were used. After the numerical simulations were made, it was possible to compare the experimental and numerical load-displacement ( $P-\delta$ ) curves in order to confirm and accurately predict the mechanical strength and respective fracture properties of the adhesive (critical strain energy release rate in mode I,  $G_{IC}$ , and mode II,  $G_{IIC}$ ). In the experimental work, the fracture envelope was obtained for one of the studied  $t_A$  and the respective numerical simulations were performed. It was possible to obtain the fracture envelopes for all  $t_A$ , thus making it possible to compare and discuss the results obtained, in order to ascertain whether the obtained failure criterion was the most appropriate. In the numerical tests it was possible to reproduce the behaviour verified in the experimental tests, with some deviation in the values obtained in the fracture envelopes for the higher  $t_A$ , but the chosen propagation criteria were validated through the analysis of the comparison between the experimental and numerical results.



## LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS

### Lista de Abreviaturas

2D	Duas dimensões
3D	Três dimensões
4ENF	<i>Four-Point End-Notched Flexure</i>
ADCB	<i>Assymmetric Double-Cantilever Beam</i>
ATDCB	<i>Asymmetric Tapered Double-Cantilever Beam</i>
CAGR	<i>Compound Annual Growth Rate</i>
CBBM	<i>Compliance-Based Beam Method</i>
CBT	<i>Corrected Beam Theory</i>
CCM	<i>Compliance Calibration Method</i>
CFRP	<i>Carbon Fiber Reinforced Polymer</i>
CLS	<i>Cracked-Lap Shear</i>
COH2D4	Elementos Coesivos de Quatro Nós
CPE4	Elementos Sólidos de Estado Plano de Deformação
DBT	<i>Direct Beam Theory</i>
DCB	<i>Double-Cantilever Beam</i>
ELS	<i>End-Loaded Split</i>
ENF	<i>End-Notched Flexure</i>
MDC	Modelos de Dano Coesivo
MEF	Método de Elementos Finitos

---

<b>MMB</b>	<i>Mixed-Mode Bending</i>
<b>SLB</b>	<i>Single-Leg Bending</i>
<b>SLS</b>	<i>Single Lap Shear</i>
<b>TDCB</b>	<i>Tapered Double-Cantilever Beam</i>

---

#### Lista de Unidades

---

<b>°C</b>	Grau Celcius
<b>mm</b>	Milímetros
<b>MPa</b>	MegaPascal

---

#### Lista de Símbolos

---

<b><math>a</math></b>	Comprimento da fenda
<b><math>a_0</math></b>	Comprimento inicial da fenda
<b><math>a_{eq}</math></b>	Comprimento de fenda equivalente
<b><math>A_i</math></b>	Área de secção transversal
<b><math>B</math></b>	Largura
<b><math>c</math></b>	Metade da espessura do substrato ( $h/2$ )
<b><math>C</math></b>	Flexibilidade do provete
<b><math>C_0</math></b>	Flexibilidade inicial do provete
<b><math>E</math></b>	Módulo de elasticidade Longitudinal
<b><math>E_{11}</math></b>	Módulo de elasticidade na direção do comprimento do provete
<b><math>E_{22}</math></b>	Módulo de elasticidade na direção da espessura do provete
<b><math>E_{33}</math></b>	Módulo de elasticidade na direção da largura do provete

---

---

$E_f$	Módulo de elasticidade à flexão
$G$	Taxa de libertação de energia, Módulo de corte
$G_{12}$	Módulo de corte no plano na direção do comprimento do provete
$G_{13}$	Módulo de corte no plano na direção da espessura do provete
$G_{23}$	Módulo de corte na direção da largura do provete
$G_C$	Taxa crítica de libertação de energia de deformação
$G_I$	Taxa de libertação de energia em modo I
$G_{II}$	Taxa de libertação de energia em modo II
$G_{IC}$	Taxa de libertação de energia de deformação crítica em modo I
$G_{IIC}$	Taxa de libertação de energia de deformação crítica em modo II
$G_{int}$	Fator térmico e mecânico relativo à taxa de libertação de energia
$G_T$	Fator referente às tensões internas residuais na análise da taxa de libertação de energia
$h$	Espessura do substrato
$I$	Momento de inércia
$J_I$	Taxa de libertação de energia em modo I (integral J)
$J_{I/II}$	Taxa de libertação de energia em modo misto (integral J)
$J_{II}$	Taxa de libertação de energia em modo II (integral J)
$K$	Fator de correção, fator intensidade de tensão
$K_C$	Tenacidade à fratura
$L$	Comprimento
$M$	Momento de flexão
$n_J$	Vetor centrífugo de contorno C

---

$P$	Carga
$P_{\text{máx}}$	Carga máxima
$t_A$	Espessura do adesivo
$t_m^0$	Carga máxima em modo misto
$t_n^0$	Resistência coesiva à tração
$t_s^0$	Resistência coesiva ao corte
$u_i$	Vetor deslocamento
$V$	Carga transversal
$W_{nk}$	Densidade de energia de deformação
$\delta$	Deslocamento
$\delta_{ij}$	Tensor de carga
$\delta_{ij} n_j$	Vetor de tração
$\delta P_{\text{máx}}$	Deslocamento quando é atingida a carga máxima
$\varepsilon_f$	Deformação de rotura à tração
$\nu$	Coefficiente de Poisson
$\nu_{12}$	Coefficiente de Poisson na direção do comprimento
$\nu_{13}$	Coefficiente de Poisson na direção da espessura do provete
$\nu_{23}$	Coefficiente de Poisson na direção da largura do provete
$\sigma_f$	Tensão de rotura à tração
$\sigma_y$	Tensão de cedência à tração
$\sigma_{ij}$	Tensor de carga
$\sigma_{\text{máx}}$	Tensão máxima

---

$\tau_f$	Tensão de cedência ao corte
----------	-----------------------------

---

$\tau_y$	Tensão de rotura ao corte
----------	---------------------------

---

$\psi$	Grau de rácio de modos
--------	------------------------

---



## ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1 - Representação esquemática de uma ligação adesiva [2].	7
Figura 2 - Principais produtos adesivos e isoladores (a) e mercados de uso final em 1995 (b) [1].	10
Figura 3 - Evolução da quantidade de compósitos utilizados nos aviões comerciais [8].	11
Figura 4 - Algumas aplicações de ligações adesivas em automóveis [9].	11
Figura 5 - Tipos de esforços em juntas adesivas: a) tração; b) compressão; c) corte; d) arrancamento; e) clivagem [10].	12
Figura 6 - Distribuição de forças de tração [11].	13
Figura 7 - Distribuição de forças de clivagem [11].	14
Figura 8 - Modos de rotura em juntas adesivas: a) rotura adesiva, b) rotura coesiva) rotura mista e d) rotura do substrato [10].	15
Figura 9 - Tipos de junta topo a topo e melhoramentos [1, 16].	16
Figura 10 - Exemplos de juntas de sobreposição [1, 16].	17
Figura 11 - Exemplos de configurações de cobre-juntas [1, 16].	18
Figura 12 - Exemplos de configurações tubulares e cilíndricas [1, 3].	18
Figura 13 - Várias utilizações de adesivos em juntas de costura ou de bordo [3].	19
Figura 14 - Exemplos de ligações de juntas de canto [3].	19
Figura 15 - Famílias e exemplos de adesivos estruturais [23].	20
Figura 16 - Valores médios e desvio de $G_I$ em função de $t_A$ por CBBM (direita) e por integral J (esquerda) [31].	23
Figura 17 - Valores médios e desvio de $G_{IIc}$ em função de $t_A$ por CBBM [37].	23
Figura 18 - Valores médios e desvio de $G_I$ e $G_{II}$ em função de $t_A$ por CBBM [38].	24
Figura 19 - Modos de fratura de uma junta adesiva [43].	25
Figura 20 - Esquema do provete DCB [47].	26
Figura 21 - Esquema do provete TDCB [47].	26
Figura 22 - Testes mais usados para caracterização de modo II para juntas adesivas [47].	27
Figura 23 - Representação esquemática do ensaio ADCB (esquerda) e do ensaio ATDCB (direita) [54].	28
Figura 24 - Esquema do ensaio CLS [58].	29

Figura 25 - Configuração esquemática do ensaio MMB [64]. .....	30
Figura 26 - Representação de um ensaio SLB [63]. .....	30
Figura 27 - Esquema de redução para a partição dos modos [69] .....	34
Figura 28- Decomposição dos modos de rotura na extremidade da fenda [73]. .....	38
Figura 29- Sistema de referência para o integral J 3D .....	41
Figura 30- Decomposição dos esforços no ensaio SLB .....	42
Figura 31 - Comparação das curvas $P-\delta$ experimental e MEF de um provete testado [82]. .....	44
Figura 32 - Extrapolação linear de $G_{IC}$ e $G_{IIC}$ de ensaio em modo misto [84]. .....	45
Figura 33 - Geometria da estrutura <i>sandwich</i> usada em SLS para investigar propriedades em modo misto do adesivo-compósito [85] .....	45
Figura 34 - Comparação entre as previsões numéricas para as curvas carga-deslocamento e as curvas observadas experimentalmente para os provetes de SLS, com um comprimento de sobreposição de (a) $40 \pm 2$ mm, e (b) $50 \pm 2$ mm. Os pontos indicam dados experimentais. As linhas sólidas são previsões numéricas mostrando os limites superior e inferior com base nos parâmetros de coesivos [85]. .....	46
Figura 35 - Geometria do provete SLB [86] .....	49
Figura 36 - Adesivo Sikaforce®7752 L60 [86]. .....	51
Figura 37 - Prensa de pratos aquecidos [86]. .....	53
Figura 38 - Ciclo térmico das placas na prensa [86]. .....	53
Figura 39 - Provetes de compósito com os espaçadores metálicos colados [86]. .....	54
Figura 40 – Fixação dos dois substratos do provete, com grampos para assegurar a espessura final desejada [86]. .....	55
Figura 41 - Provelte após o processo de acabamento [86]. .....	55
Figura 42 - Curvas $P-\delta$ dos provetes com $t_A$ de 0,1 mm [86]. .....	56
Figura 43 - Curvas $P-\delta$ dos provetes com $t_A$ de 0,2 mm [86]. .....	57
Figura 44 - Curvas $P-\delta$ dos provetes com $t_A$ de 0,5 mm [86]. .....	57
Figura 45 - Curvas $P-\delta$ dos provetes com $t_A$ de 1,0 mm [86]. .....	58
Figura 46 - Curvas $P-\delta$ dos provetes com $t_A$ de 2,0 mm [86] .....	58
Figura 47 - Curvas-R, para o provete 1 com $t_A$ de 0,1 mm [86]. .....	59
Figura 48 - Curvas-R, para o provete 1 com $t_A$ de 0,2 mm [86]. .....	60
Figura 49 - Curvas-R, para o provete 1 de $t_A$ com 0,5 mm [86]. .....	60

Figura 50 - Curvas-R, para o provete 1 de $t_A$ com 1,0 mm [86].	61
Figura 51 - Curvas-R, para o provete 1 de $t_A$ com 2,0 mm [86].	61
Figura 52 - Curvas-R, para o provete 1 com $t_A$ de 0,1 mm [86].	62
Figura 53 - Curvas-R, para o provete 1 com $t_A$ de 0,2 mm [86].	62
Figura 54 - Curvas-R, para o provete 1 com $t_A$ de 0,5 mm [86].	63
Figura 55 - Curvas-R, para o provete 1 com $t_A$ de 1,0 mm [86].	63
Figura 56 - Curvas-R, para o provete 1 com $t_A$ de 2,0 mm [86].	64
Figura 57 - Envelope de fratura para Sikaforce® 7752 ( $t_A=1,0$ mm) [86].	65
Figura 58 - Curvas-R dos valores médios de $G_I$ obtidos pelos 6 métodos através dos provetes com as várias $t_A$ [86].	67
Figura 59 - Curvas-R dos valores médios de $G_{II}$ obtidos pelos 6 métodos através dos provetes com as várias $t_A$ [86].	67
Figura 60 - Refinamento geral da malha do provete em Abaqus®.	68
Figura 61 - Refinamento da malha na zona de interação do punção com o provete.	69
Figura 62 - Condições fronteira do provete em Abaqus®.	69
Figura 63 - Condições de contacto para o ensaio numérico.	69
Figura 64 - MDC triangular implementado no <i>software</i> Abaqus® [100].	70
Figura 65 - Comparação das curvas $P-\delta$ , experimental e numérica, respetivas ao provete 2 com uma $t_A$ de 0,1 mm.	72
Figura 66 - Comparação das curvas $P-\delta$ , experimental e numérica, respetivas ao provete 5 com uma $t_A$ de 0,2 mm.	73
Figura 67 - Comparação das curvas $P-\delta$ , experimental e numérica, respetivas ao provete 5 com uma $t_A$ de 0,5 mm.	75
Figura 68 - Comparação das curvas $P-\delta$ , experimental e numérica, respetivas ao provete 4 com uma $t_A$ de 1,0 mm.	76
Figura 69 - Comparação das curvas $P-\delta$ , experimental e numérica, respetivas ao provete 1 com uma $t_A$ de 2,0 mm.	77
Figura 70 - Representação gráfica dos valores de $G_{IC}$ e $G_{IIC}$ para as $t_A$ estudadas [86, 103].	80
Figura 71 - Envelope de fratura para $t_A$ de 0,1 mm.	80
Figura 72 - Envelope de fratura para $t_A$ de 0,2 mm.	81
Figura 73 - Envelope de fratura para $t_A$ de 0,5 mm.	81
Figura 74 - Envelope de fratura para $t_A$ de 1,0 mm.	82

Figura 75 - Envelope de fratura para $t_A$ de 2,0 mm. ....	82
Figura 76 - Representação das curvas $P-\delta$ dos provetes escolhidos para testar a sensibilidade dos parâmetros coesivos. ....	84
Figura 77 - Análise de sensibilidade ao parâmetro $G_{IC}$ no provete E01_2. ....	84
Figura 78 - Análise de sensibilidade ao parâmetro $G_{IC}$ no provete E02_5. ....	85
Figura 79 - Análise de sensibilidade ao parâmetro $G_{IC}$ no provete E05_5. ....	85
Figura 80 - Análise de sensibilidade ao parâmetro $G_{IC}$ no provete E10_4. ....	86
Figura 81 - Análise de sensibilidade ao parâmetro $G_{IC}$ no provete E20_1. ....	86
Figura 82 - Análise de sensibilidade ao parâmetro $G_{IIC}$ no provete E01_2. ....	87
Figura 83 - Análise de sensibilidade ao parâmetro $G_{IIC}$ no provete E02_5. ....	87
Figura 84 - Análise de sensibilidade ao parâmetro $G_{IIC}$ no provete E05_5. ....	88
Figura 85 - Análise de sensibilidade ao parâmetro $G_{IIC}$ no provete E10_4. ....	88
Figura 86 - Análise de sensibilidade ao parâmetro $G_{IIC}$ no provete E20_1. ....	89
Figura 87 - Análise de sensibilidade aos parâmetros $G_{IC}$ e $G_{IIC}$ agrupados no provete E01_2. ....	89
Figura 88 - Análise de sensibilidade aos parâmetros $G_{IC}$ e $G_{IIC}$ agrupados no provete E02_5. ....	90
Figura 89 - Análise de sensibilidade aos parâmetros $G_{IC}$ e $G_{IIC}$ agrupados no provete E05_5. ....	90
Figura 90 - Análise de sensibilidade aos parâmetros $G_{IC}$ e $G_{IIC}$ agrupados no provete E10_4. ....	91
Figura 91 - Análise de sensibilidade aos parâmetros $G_{IC}$ e $G_{IIC}$ agrupados no provete E20_1. ....	91
Figura 92 - Análise de sensibilidade ao parâmetro $t_n^0$ no provete E01_2. ....	92
Figura 93 - Análise de sensibilidade ao parâmetro $t_n^0$ no provete E02_5. ....	92
Figura 94 - Análise de sensibilidade ao parâmetro $t_n^0$ no provete E05_5. ....	93
Figura 95 - Análise de sensibilidade ao parâmetro $t_n^0$ no provete E10_4. ....	93
Figura 96 - Análise de sensibilidade ao parâmetro $t_n^0$ no provete E20_1. ....	94
Figura 97 - Análise de sensibilidade ao parâmetro $t_s^0$ no provete E01_2. ....	94
Figura 98 - Análise de sensibilidade ao parâmetro $t_s^0$ no provete E02_5. ....	95
Figura 99 - Análise de sensibilidade ao parâmetro $t_s^0$ no provete E05_5. ....	95
Figura 100 - Análise de sensibilidade ao parâmetro $t_s^0$ no provete E10_4. ....	96
Figura 101 - Análise de sensibilidade ao parâmetro $t_s^0$ no provete E20_1. ....	96
Figura 102 - Análise de sensibilidade ao parâmetro $t_n^0$ e $t_s^0$ no provete E01_2. ....	97
Figura 103 - Análise de sensibilidade ao parâmetro $t_n^0$ e $t_s^0$ no provete E02_5. ....	97

---

Figura 104 - Análise de sensibilidade ao parâmetro $t_n^0$ e $t_s^0$ no provete E05_5.....	98
Figura 105 - Análise de sensibilidade ao parâmetro $t_n^0$ e $t_s^0$ no provete E10_4.....	98
Figura 106 - Análise de sensibilidade ao parâmetro $t_n^0$ e $t_s^0$ no provete E20_1.....	99
Figura 107 -Análise de sensibilidade à variação dos vários parâmetros analisados no provete E01_2. ....	99
Figura 108 - Análise de sensibilidade à variação dos vários parâmetros analisados no provete E02_5. .	100
Figura 109 - Análise de sensibilidade à variação dos vários parâmetros analisados no provete E05_5. .	100
Figura 110 - Análise de sensibilidade à variação dos vários parâmetros analisados no provete E10_4. .	101
Figura 111 - Análise de sensibilidade à variação dos vários parâmetros analisados no provete E20_1. .	101



## ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 1 - Vantagens e desvantagens das ligações adesivas [1, 5].	9
Tabela 2 - diferentes ensaios para modo misto e correspondente grau de rácio de modos ( $\psi$ ) [47].	28
Tabela 3 - Dimensões dos provetes SLB [86].	50
Tabela 4 - Propriedades elásticas do compósito reforçado a fibras de carbono, com alinhamento unidirecional [63, 87].	51
Tabela 5 - Propriedades do adesivo Sikaforce®7752 [88].	52
Tabela 6 - Valores de $a_0$ [mm] dos vários provetes [86].	56
Tabela 7 - Valores médios e desvios padrão de $G_I$ [N/mm] para cada $t_A$ [86].	66
Tabela 8 - Valores médios e desvios padrão de $G_{II}$ [N/mm] para cada $t_A$ [86].	66
Tabela 9 - Comparação dos valores de $P_{m\acute{a}x}$ e $\delta P_{m\acute{a}x}$ para os provetes com $t_A=0,1$ mm.	72
Tabela 10 - Comparação dos valores de $P_{m\acute{a}x}$ e $\delta P_{m\acute{a}x}$ para os provetes com $t_A=0,2$ mm.	74
Tabela 11 - Comparação dos valores de $P_{m\acute{a}x}$ e $\delta P_{m\acute{a}x}$ para os provetes com $t_A=0,5$ mm.	75
Tabela 12 - Comparação dos valores de $P_{m\acute{a}x}$ e $\delta P_{m\acute{a}x}$ para os provetes com $t_A=1,0$ mm.	77
Tabela 13 - Comparação dos valores de $P_{m\acute{a}x}$ e $\delta P_{m\acute{a}x}$ para os provetes com $t_A=2,0$ mm.	78
Tabela 14 - Valores de $G_{IC}$ e $G_{IIC}$ usados para determinar os envelopes de fratura [86, 103].	79
Tabela 15 - Envelope de fratura para as diferentes $t_A$ .	83



# ÍNDICE

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO</b>	<b>3</b>
1.1	Contextualização	3
1.2	Objetivos	3
1.3	Organização do relatório	4
<b>2</b>	<b>REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b>	<b>7</b>
2.1	Ligação de componentes por juntas adesivas	7
2.1.1	Caracterização das juntas adesivas	7
2.1.2	Aplicações das juntas adesivas	10
2.1.3	Esforços em juntas adesivas	12
2.1.3.1	Esforços de tração	13
2.1.3.2	Esforços de compressão	13
2.1.3.3	Esforços de corte	13
2.1.3.4	Esforços de arrancamento	14
2.1.3.5	Esforços de clivagem	14
2.1.4	Modos de rotura	14
2.1.4.1	Rotura adesiva	15
2.1.4.2	Rotura coesiva	15
2.1.4.3	Rotura mista	15
2.1.4.4	Rotura do substrato	15
2.1.5	Configurações possíveis de junta	16
2.1.5.1	Junta topo a topo	16
2.1.5.2	Sobreposição	17
2.1.5.3	Cobre-junta	17
2.1.5.4	Tubular e cilíndrica	18
2.1.5.5	Juntas de arrancamento	18
2.1.5.6	Angulares e de canto	19
2.1.6	Adesivos estruturais	20
2.1.6.1	Fenólicos	21

2.1.6.2	Acrílicos .....	21
2.1.6.3	Poliuretano.....	21
2.1.6.4	Poliimidas e bismaleimidas .....	21
2.1.6.5	Epóxido.....	21
2.2	<i>Efeito da espessura do adesivo em juntas adesivas</i> .....	22
2.3	<i>Ensaio de caracterização à fratura</i> .....	24
2.3.1	Fratura em tração (modo I) .....	25
2.3.2	Fratura em corte (modo II) .....	26
2.3.3	Fratura em modo misto (modo I+II) .....	28
2.4	<i>Ensaio Single-Leg Bending (SLB)</i> .....	30
2.4.1	Caracterização do ensaio.....	30
2.4.2	Métodos para determinação da energia de fratura .....	31
2.4.2.1	Métodos que requerem a monitorização do comprimento de fenda .....	32
2.4.2.1.1	Modelo 1 - Oliveira et al. [68].....	32
2.4.2.1.2	Modelo 2 - Szekrényes e Uj [69].....	33
2.4.2.1.3	Modelo 3 - Zhu [72].....	37
2.4.2.1.4	Modelo 4 - Kim et al. [73].....	37
2.4.2.1.5	Modelo 5 - da Silva et al. [52].....	39
2.4.2.2	Métodos baseados num comprimento de fenda equivalente ( $a_{eq}$ ) .....	39
2.4.2.2.1	Compliance Based Beam Method (CBBM) [53].....	39
2.4.2.2.2	Método baseado no integral J [75] .....	41
2.5	<i>Modelação numérica de ensaios de fratura</i> .....	43
2.5.1	Ensaio de modo-puro.....	43
2.5.2	Ensaio de modo-misto .....	44
<b>3</b>	<b>DESENVOLVIMENTO</b> .....	<b>49</b>
3.1	<i>Trabalho experimental</i> .....	49
3.1.1	Geometria dos provetes SLB .....	49
3.1.2	Materiais constituintes da junta.....	50
3.1.2.1	Substratos .....	50
3.1.2.2	Adesivo.....	51
3.1.3	Fabrico e ensaio dos provetes SLB.....	52
3.1.4	Resultados obtidos .....	56

---

3.1.4.1	Curvas P- $\delta$ e curvas R .....	56
3.1.4.2	Envelope de fratura.....	64
3.1.5	Discussão do efeito da espessura.....	65
3.2	<i>Trabalho numérico</i> .....	68
3.2.1	Condições da análise numérica .....	68
3.2.2	Modelo de dano coesivo .....	70
3.2.2.1	Modelo de dano triangular .....	70
3.2.3	Validação das leis coesivas .....	71
3.2.4	Validação do critério de propagação.....	79
3.2.5	Análise de sensibilidade dos parâmetros coesivos.....	83
<b>4</b>	<b>CONCLUSÕES E PROPOSTAS DE TRABALHOS FUTUROS.....</b>	<b>105</b>
<b>5</b>	<b>BIBLIOGRAFIA E OUTRAS FONTES DE INFORMAÇÃO.....</b>	<b>109</b>



# INTRODUÇÃO



# 1 INTRODUÇÃO

## 1.1 Contextualização

Os adesivos, e por inerência as juntas adesivas, sempre tiveram um papel importante a desempenhar nas construções e criações humanas. Ao longo dos anos, com a descoberta de novos materiais sintéticos, as juntas adesivas estão a ser usadas em cada vez mais aplicações, tanto aplicações onde outrora eram usados outros métodos de ligação, como novas aplicações que foram aparecendo originadas por várias inovações nas mais diferentes áreas de atuação. A procura da redução de peso nas indústrias aeronáutica e automóvel, mantendo as características mecânicas dos componentes, foi um dos maiores impulsionadores para a evolução das juntas adesivas, que têm uma excelente relação resistência – peso. Com o aumento do uso das juntas adesivas nas mais variadas aplicações e com a maior diversificação dos materiais que constituem as juntas, o estudo do seu comportamento a diferentes solicitações é muito importante, para prever e prevenir mau funcionamento ou rotura precoce de componentes. Para esse efeito existem vários ensaios experimentais que avaliam parâmetros como a taxa crítica de libertação de energia de deformação ( $G_C$ ) para diferentes parâmetros geométricos, com por exemplo diferentes espessuras de adesivo ( $t_A$ ). Existem ensaios para quando as juntas estão sujeitas só a esforços de tração ou corte, e existem também ensaios experimentais que avaliam a combinação dos dois esforços. Um desses métodos é o *Single-Leg Bending* (SLB). Após conhecidas estas propriedades de fratura dos adesivos, e outras necessárias para a modelação numérica das juntas adesivas, é possível usar técnicas avançadas de modelação que permitam prever a resistência das juntas com precisão, e assim reduzir ou mesmo eliminar a necessidade de realização de ensaios.

## 1.2 Objetivos

O objetivo da presente dissertação é realizar o estudo paramétrico numérico de juntas adesivas, solicitadas em modo misto utilizando o ensaio SLB, complementando um estudo experimental realizado anteriormente. O adesivo utilizado na junta foi o Sikaforce®7752. O ensaio experimental tinha como propósito descrever o efeito da  $t_A$  na obtenção da taxa de libertação de energia nos dois modos de carregamento modo I ( $G_I$ ) e modo II ( $G_{II}$ ). Pretendendo também caracterizar o ensaio SLB e os métodos para

determinação da energia de fratura. No estudo anteriormente realizado foi feito também a modelação numérica para uma das espessuras estudadas.

A presente dissertação terá como primeiro objetivo apresentar e analisar os resultados experimentais obtidos anteriormente. De seguida, com base nos dados experimentais elaborar e parametrizar os provetes no software Abaqus® e proceder às análises numéricas, para todas as  $t_A$  ensaiadas, utilizando o Modelo de Dano Coesivo (MDC), triangular. Com as simulações numéricas pretende-se obter as curvas força-deslocamento ( $P-\delta$ ), de modo a compara as mesmas com as curvas experimentais, por inerência serão obtidos os respetivos valores carga máxima ( $P_{m\acute{a}x}$ ), que serão úteis para validar os resultados obtidos nas simulações relativamente aos obtidos experimentalmente. Pretende-se também validar, com as simulações, o envelope de fratura obtido experimentalmente.

Por fim na última fase da presente dissertação será apresentado uma análise de sensibilidade dos parâmetros coesivos, de modo a perceber a sua influência nas curvas ( $P-\delta$ ).

### 1.3 Organização do relatório

O presente relatório encontra-se dividido em quatro capítulos:

- O primeiro é a introdução, onde é apresentada a contextualização, descritos os objetivos e a organização do trabalho;
- O segundo capítulo da revisão bibliografia, na qual se apresenta o estado da arte dos adesivos e juntas adesivas, das suas aplicações, tipos de configurações e modos de falha, de métodos experimentais e modelações numéricas com a finalidade de obter as propriedades de libertação de energia;
- No capítulo três, numa primeira fase é feito um resumo do trabalho experimental, em que o presente trabalho numérico se baseia. São descritos todos os procedimentos para a obtenção dos provetes experimentais e são apresentados e discutidos os resultados dos ensaios experimentais. De seguida é apresentada a modelação numérica realizada no âmbito da presente dissertação, e são apresentados e discutidos todos os resultados obtidos nas simulações. É também feita a comparação entre os resultados numéricos e experimentais de modo a validar o critério de propagação escolhido. Por fim, é feita uma análise de sensibilidade aos parâmetros coesivos;
- No capítulo quatro são apresentadas as conclusões retiradas na presente dissertação e apresentadas sugestões de trabalhos futuros.

# REVISÃO BIBLIOGRÁFICA



## 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

### 2.1 Ligação de componentes por juntas adesivas

Neste capítulo será feita uma pequena caracterização do que é uma junta adesiva, dos diferentes grupos de adesivos, configurações de ligação, sua aplicação, modos de fratura e ensaios realizados para a caracterização de adesivos à fratura.

#### 2.1.1 Caracterização das juntas adesivas

Existem diferentes métodos de ligação de materiais com vantagens e desvantagens diferentes, a sua aplicação é escolhida mediante os materiais a unir, a aplicação, os esforços, condições do ambiente de aplicação, entre outros aspetos. As juntas adesivas em particular são constituídas por substratos ou aderentes, materiais a ser ligados, e pelo adesivo, material ligante, que pode ser de várias origens. A região entre o adesivo e o substrato designa-se por interface (Figura 1). Os substratos podem ser do mesmo material ou de materiais diferentes [1].

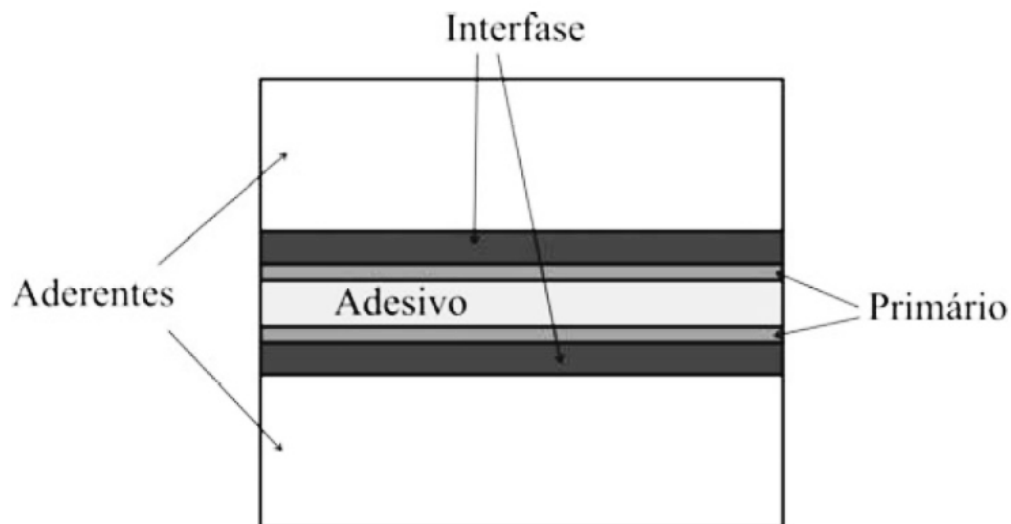


Figura 1 - Representação esquemática de uma ligação adesiva [2].

Portanto, este tipo de ligação utiliza um material que permite a ligação entre outros dois materiais, iguais ou não, tirando partido do fenómeno físico-químico de adesão, fenómeno esse que se define por sendo a atração entre duas substâncias onde se estabelecem forças intermoleculares entre elas [1].

Existem várias teorias para explicar o fenômeno da adesão: a teoria da absorção, a teoria da difusão, a teoria da camada limite fraca, a teoria elétrica e a teoria mecânica [3]. A adesão não ocorre somente pelo efeito de um só fenômeno, portanto todas as teorias existentes estão interligadas para explicar o fenômeno da adesão.

A região entre o adesivo e o substrato designa-se por interfase. Por vezes é aplicado na superfície um primário antes de ser colocado o adesivo, normalmente para melhorar a colagem ou para proteger a superfície até o adesivo ser aplicado [1].

Durante centenas de anos as juntas adesivas eram constituídas principalmente por produtos de origem natural como ossos, peles e plantas entre outros, mas no início do século XX houve um grande avanço no campo dos polímeros sintéticos e essa inovação permitiu criar adesivos poliméricos, com melhores propriedades físicas e mecânicas [3].

Os adesivos poliméricos são capazes de aderir facilmente à maioria dos materiais e suportar cargas mais elevadas que os adesivos de origem natural, o que permite a utilização deste tipo de ligações em aplicações onde até então se utilizava outro tipo de ligações, como a soldadura ou ligações rebitadas e aparafusadas. Para além de criar uma imensidão de novas possibilidades de ligações entre materiais e novas aplicações para essas ligações [1].

Nas décadas de 40 e 50 houve um grande desenvolvimento dos adesivos estruturais, com aplicações principalmente na aeronáutica militar. Os adesivos estruturais têm uma ótima relação tensão de cedência-peso, o que favorece a construção de aviões com a mesma ou melhor durabilidade, e com menor peso relativamente a ligações mecânicas, predominantemente usadas até então [4]. Nas décadas seguintes a investigação e desenvolvimento de ligações adesivas continuou e foi-se criando e melhorando cada vez mais, colmatando alguns problemas do passado.

Hoje em dia as ligações adesivas encontram-se nos mais variados setores da indústria, estando os métodos e regras básicas para obter juntas adesivas de elevada qualidade e performance bem estabelecidos, atualmente o foco do desenvolvimento está concentrado na redução de custos e tempos de fabrico de adesivos e montagem de juntas, na aplicação a novos substratos, sem esquecer as responsabilidades ambientais, exigidas nos tempos que correm e para futuro [1].

No entanto, as ligações adesivas não são perfeitas e, como se pode esperar, não são aplicáveis a todas as situações. Na Tabela 1 estão enumeradas algumas vantagens e desvantagens das ligações adesivas [1, 5].

Tabela 1 - Vantagens e desvantagens das ligações adesivas [1, 5].

Vantagens	Desvantagens
Elevada capacidade de amortecimento de vibrações	Necessidade de projetar ligações que eliminem as forças de arrancamento e clivagem
Diminuição das concentrações de tensões	Elevado tempo de cura
Aumento da rigidez das estruturas	Necessidade de usar geometrias que evitem tensões localizadas e que garantam uma distribuição de tensões o mais uniforme possível
Redução do número de componentes da junta	Necessidade de uma cuidada preparação superficial, usualmente usando químicos corrosivos
Resistência superior à fadiga	Projeto da junta deve ser orientado para que o adesivo seja maioritariamente solicitado ao corte
Excelente relação resistência – peso	A ligação não permite controlo visual, a menos que o substrato seja transparente
Geralmente mais rápidas e baratas que ligações mecânicas	Não existe um critério de dimensionamento universal que harmonize o projeto para qualquer estrutura
Melhor aparência visual	Reduzida resistência à temperatura e humidade
Excelentes propriedades elétricas e térmicas	Necessidade de utilizar equipamentos mais caros do que os utilizados geralmente para as outras ligações
Possibilidade de ligação de vários tipos de materiais	As temperaturas de serviço na maioria dos casos rondam os 177°C existindo ligações mais dispendiosas que chegam aos 371°C
Resistência à corrosão no caso de juntas de substratos incompatíveis	Processo de fabrico da junta necessita de controlo rigoroso
Não há zona termicamente afetada na ligação entre metais	----
A ligação serve de isolamento contra variados ambientes	----

### 2.1.2 Aplicações das juntas adesivas

Como dito anteriormente, as juntas adesivas têm um peso cada vez maior na ligação entre materiais. Na Figura 2 estão representadas as principais aplicações de produtos adesivos e isolantes e os mercados onde eram utilizados no ano de 1995.

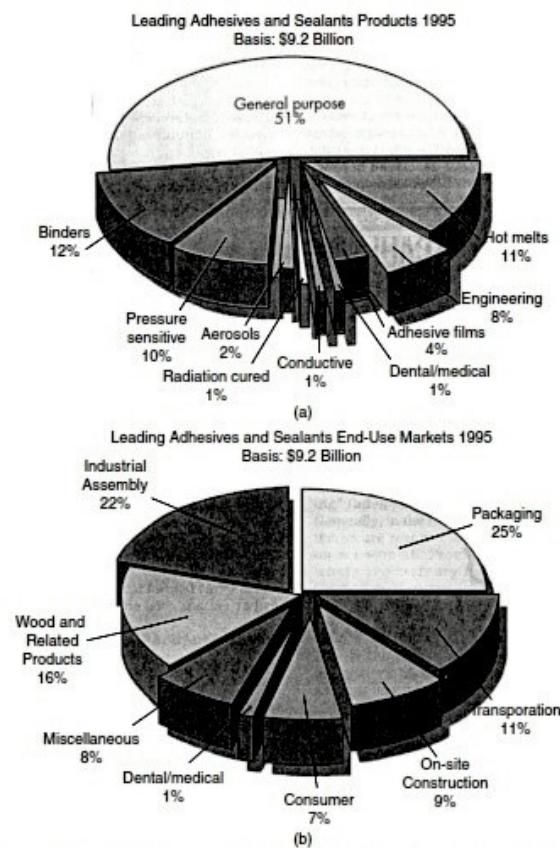


Figura 2 - Principais produtos adesivos e isoladores (a) e mercados de uso final em 1995 (b) [1].

A Figura 2 mostra também que o mercado estava avaliado em \$9,2 bilhões de libras, como informação adicional previa-se que os adesivos teriam um *Compound Annual Growth Rate* (CAGR) entre 1996 e 2003 de 5,3%, e para os isolantes de um crescimento de 4,5% [1]. Mais recentemente segundo um estudo publicado em 2018 por *Mordor Intelligence* [6], em 2017 o mercado de adesivos e isoladores estava avaliado em \$55.6 bilhões, com expectativas de registro de CAGR 5,1% para os adesivos e de 6,1% para os isolantes no período entre os anos de 2018 a 2023. O estudo também afirma que a indústria das embalagens lidera o mercado, com o aumento do comércio online, onde os adesivos e isoladores são cada vez mais utilizados [6].

Para além da indústria das embalagens, uma das pioneiras e maiores impulsionadoras do desenvolvimento dos adesivos foi a indústria aeronáutica e, por agregação, a indústria aeroespacial. Utilizando juntas adesivas e isolantes cada vez mais resistentes, e tirando partido do facto de a relação resistência – peso nas ligações adesivas ser muito

boa, foi possível reduzir o peso das aeronaves, sem comprometer a sua integridade estrutural [7]. Esta alteração, por sua vez, diminuiu o consumo de combustível, o que se reflete numa redução de custos. As ligações adesivas também permitiram melhorar o isolamento acústico da aeronave, unir diferentes materiais, reduzir tempos e custos de produção dos aparelhos, e dar um melhor aspeto as superfícies da aeronave. Na Figura 3 pode-se observar uma tendência de crescimento na utilização de compósitos, onde se podem incluir ligações adesivas, em aviões comerciais. Como se pode constatar, os compósitos já representam 50% do peso total das aeronaves comerciais.

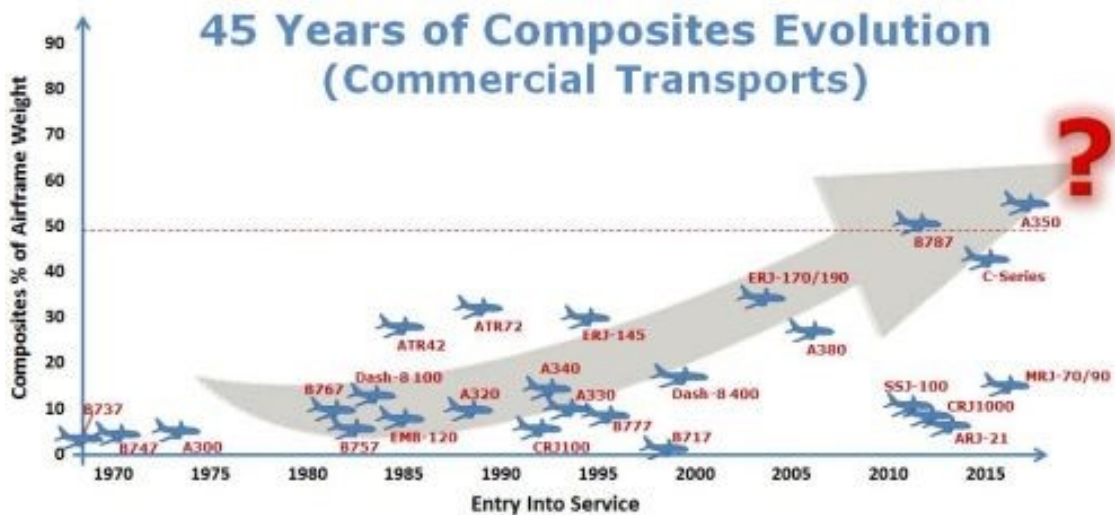


Figura 3 - Evolução da quantidade de compósitos utilizados nos aviões comerciais [8].

A indústria automóvel, seguindo o exemplo da indústria aeronáutica, começou cada vez mais a incorporar ligações adesivas nos veículos automóveis. Na Figura 4 estão alguns exemplos de aplicações de ligações adesivas em automóveis modernos.

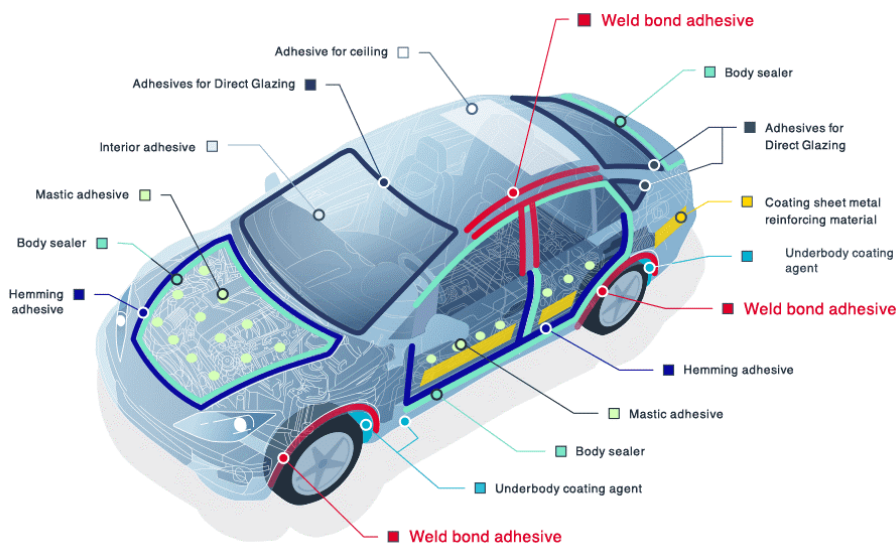


Figura 4 - Algumas aplicações de ligações adesivas em automóveis [9].

Para além das já referidas áreas de aplicação dos adesivos, há uma vasta gama de aplicações em que as ligações adesivas são apropriadas e onde os benefícios ultrapassam as desvantagens da sua utilização. A indústria naval, têxtil, indústria dos moveis, construção civil, são áreas que tomam partido da ductilidade das ligações, do isolamento térmico, acústico e elétrico, do baixo peso e resistência à fadiga, que os adesivos proporcionam.

### 2.1.3 Esforços em juntas adesivas

Na fase de projeto de uma junta adesiva existem vários cuidados a ter em atenção, como por exemplo escolher o tipo de adesivo adequado para o efeito pretendido e de acordo com os substratos a serem ligados, a geometria da junta para evitar tensões localizadas e a que tipo de esforços a junta vai estar sujeita [5].

Ter conhecimento dos esforços a que aplicação vai estar sujeita é essencial para uma ligação eficaz e duradoura. Para além dos esforços externos, podem existir concentrações de tensões internas resultantes de inclusões de voláteis na fase de construção da junta. Portanto, a junta poderá estar sujeita não só a um tipo de esforço, mas a uma combinação de vários esforços [5].

Os esforços podem agrupar-se em 5 tipos: tração compressão, corte, arrancamento e clivagem, representados na Figura 5 [5].

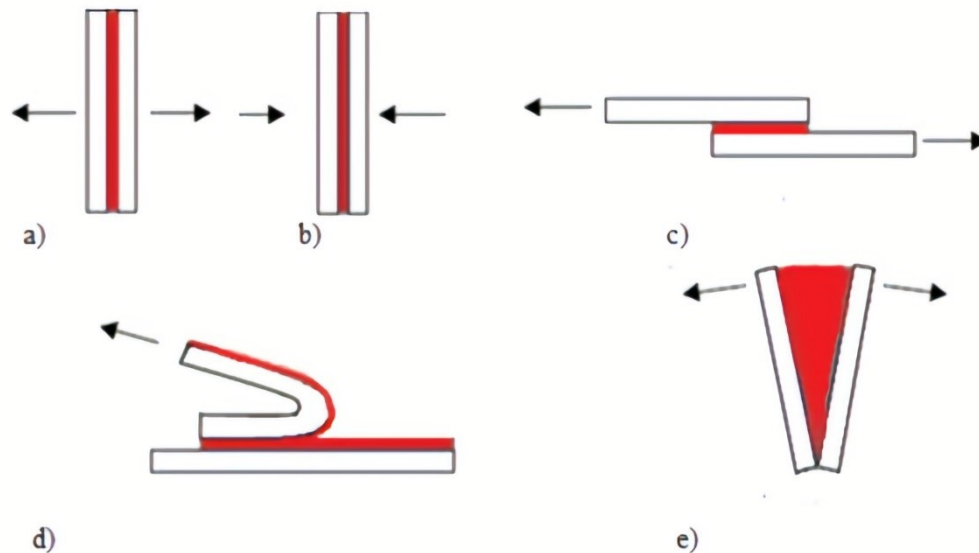


Figura 5 - Tipos de esforços em juntas adesivas: a) tração; b) compressão; c) corte; d) arrancamento; e) clivagem [10].

### 2.1.3.1 Esforços de tração

Existem esforços de tração quando são aplicadas forças perpendiculares ao plano da junta. Estes esforços são amplificados quando as forças não são distribuídas uniformemente por toda a área de contacto [5].

Idealmente, as superfícies dos substratos devem ser paralelas, e as cargas aplicadas de forma axial. Para evitar a combinação de cargas dos substratos utilizados terão de ter rigidez suficiente para permitir uma distribuição uniforme das cargas e as juntas serem projetadas com restrições físicas para assegurar a continuação das solicitações axiais [1]. Infelizmente na prática este tipo de junta é muito difícil de concretizar sem o aparecimento de esforços de clivagem e arrancamento, não desejados.

Os esforços deveriam ser distribuídos como representado na Figura 6 Como se pode constatar pela distribuição dos esforços, a solicitação é maior nas extremidades de que no centro da junta adesiva.

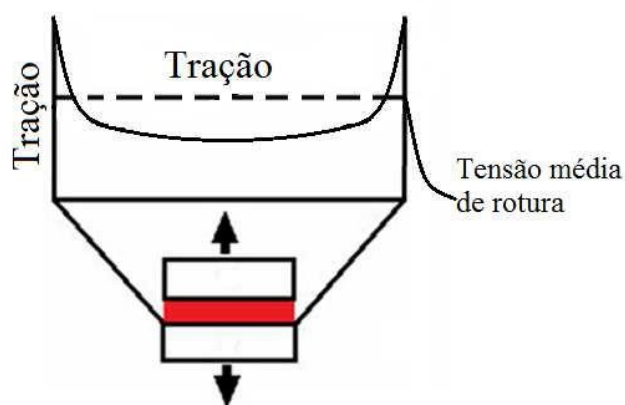


Figura 6 - Distribuição de forças de tração [11].

### 2.1.3.2 Esforços de compressão

Os esforços de compressão são opostos ao de tração, e tal como os esforços de tração é importante que as cargas sejam aplicadas de forma axial e que os substratos estejam paralelos. Este tipo de solicitação é a mais desejável, e é menos provável a falha por este tipo de solicitação. Contudo, podem ocorrer fendas em pontos mais fracos da junta devido às cargas não estarem bem distribuídas [1, 5].

### 2.1.3.3 Esforços de corte

Os esforços de corte puro atuam no plano do adesivo, criando um movimento de deslizamento paralelo entre os substratos. É um tipo de solicitação preferível, porque geralmente os adesivos têm bom comportamento ao corte, devido ao facto de toda a zona de contacto contribuir para a resistência da ligação. No entanto, da mesma forma

aos esforços de tração, é nas extremidades das ligações que se concentra a maioria dos esforços [1]. Consegue-se manter com alguma facilidade os substratos alinhados, o que também contribui para uma ligação forte [1].

Se a solicitação não for paralela à junta ou o ângulo entre o substrato e a solicitação for demasiado elevado, irão verificar-se esforços de arrancamento em conjunto com esforços de corte, o que não é benéfico para a ligação e terá como consequência a falha prematura da ligação [5].

#### 2.1.3.4 Esforços de arrancamento

Verifica-se arrancamento quando as forças de tração aplicadas às juntas provocam tensões concentradas na linha limite de junta. Este tipo de esforços é de evitar sempre que possível, porque só uma pequena parte do adesivo está a servir de área resistiva e, portanto, não consegue distribuir a carga aplicada por toda a área da ligação [5]. Se for previsível a presença de esforços de arrancamento, os efeitos poderão ser minimizados usando adesivos flexíveis, com largura adequada ou aumentando a largura da junta com o propósito de aumentar a área resistente e assim distribuir-se melhor os esforços de arrancamento [1].

#### 2.1.3.5 Esforços de clivagem

Tal como nos esforços de arrancamento os esforços de clivagem verificam-se normalmente nas extremidades da junta. Quando os dois substratos são rígidos e estão sujeitos a forças perpendiculares ao plano da junta e opostas, o adesivo tem tendência a fraturar como representado na Figura 7 [5].

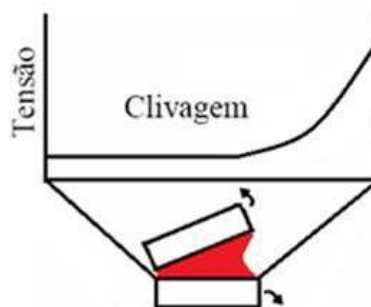


Figura 7 - Distribuição de forças de clivagem [11]

#### 2.1.4 Modos de rotura

Os esforços a que as juntas estão sujeitas, por várias condicionantes, podem levar ao limite de resistência da junta e por sua vez dar-se a rotura da junta. Existem quatro tipos principais de rotura ilustrados na Figura 8.

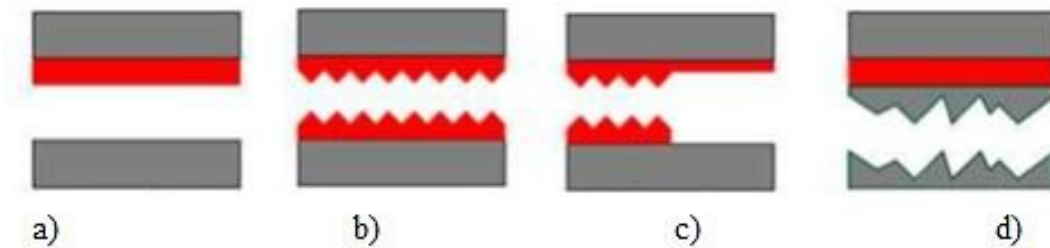


Figura 8 - Modos de ruptura em juntas adesivas: a) ruptura adesiva, b) ruptura coesiva) ruptura mista e d) ruptura do substrato [10].

#### 2.1.4.1 Ruptura adesiva

Rotura adesiva ocorre na interface entre o adesivo e um dos substratos, não ficando resíduos de adesivo no substrato, pelo menos a “olho nu”, podendo ficar vestígios de adesivo na parte de substrato ao nível microscópico [12]. É muito improvável ocorrer ruptura adesiva nos dois substratos ao mesmo tempo.

#### 2.1.4.2 Ruptura coesiva

É considerada ruptura coesiva quando o rompimento da ligação acontece, no seu todo, pelo interior do adesivo e, portanto, os substratos continuam cobertos de adesivo [13]. Este tipo de ruptura acontece devido ao facto da resistência entre o adesivo e substratos ser maior do que a resistência do adesivo [12]. Ruptura coesiva significa que foi atingido o máximo da resistência do adesivo [5].

#### 2.1.4.3 Ruptura mista

A ruptura designa-se mista quando ocorre ruptura adesiva em parte da ligação e em outra parte ocorre ruptura coesiva. Este tipo de ruptura é bastante usual. A má limpeza das superfícies dos substratos e/ou a mistura não uniforme do adesivo são algumas das causas para acontecer ruptura mista [14, 15].

#### 2.1.4.4 Ruptura do substrato

A ruptura do substrato como o nome indica tem lugar no substrato e não no adesivo, e ocorre quando a resistência do substrato é menor do que a resistência do adesivo [14, 15]. É a ruptura preferencial, uma vez que se utiliza a totalidade da resistência do adesivo, e é um sinal de que a junta foi bem concebida, principalmente se a carga de ruptura corresponder à resistência nominal do substrato [12].

### 2.1.5 Configurações possíveis de junta

Existem várias configurações possíveis de juntas, das quais se destacam [3, 5]:

- Topo a topo;
- Sobreposição;
- Cobre-junta;
- Tubular e cilíndrica;
- Juntas de arrancamento;
- Angulares e de canto.

#### 2.1.5.1 Junta topo a topo

A junta topo a topo é a configuração mais simples de produzir, é usada principalmente quando a espessura do substrato ( $h$ ) é elevada, que seria difícil ligar por outro método, e quando os esforços instalados são alinhados com a junta. Contudo, nem sempre é esse o caso e poderão existir esforços de flexão, o que irá provocar clivagem no adesivo [1]. Para melhorar a resistência à clivagem podem-se modificar as juntas topo a topo com um chanfro com ângulo adequado para diminuir os esforços de flexão no adesivo, criar degraus no substrato de modo a diminuir a variação das tensões ao longo do adesivo, ou então construir as juntas na forma de macho-fêmea [1]. Na Figura 9 estão representados exemplos das quatro configurações.



Figura 9 - Tipos de junta topo a topo e melhoramentos [1, 16].

### 2.1.5.2 Sobreposição

As juntas de sobreposição é uma configuração simples de produzir e por esse motivo será talvez a mais utilizada. O adesivo é submetido maioritariamente a tensões de corte [17, 18], mas se porventura existir desalinhamento entre os substratos, ou por má construção da junta ou por demasiada sollicitação aplicada, irão aparecer esforços de clivagem nas extremidades do adesivo reduzindo consideravelmente a sua resistência [19].

Poderão ser usados vários tipos de configurações de sobreposição, como a sobreposição simples, a mais barata de produzir, ou outras um pouco mais dispendiosas, como a configuração dupla, em chanfro, com ressalto entre outras. Na Figura 10 estão representados exemplos das configurações abordadas [1].

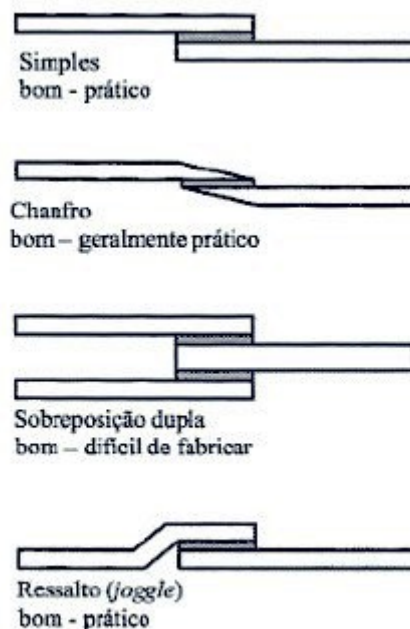


Figura 10 - Exemplos de juntas de sobreposição [1, 16].

### 2.1.5.3 Cobre-junta

A configuração em cobre-junta mantém os esforços alinhados, existindo várias variações conforme as direções e magnitude dos esforços aplicados para evitar que os esforços de flexão provoquem clivagem no adesivo [1]. Na Figura 11 são apresentados alguns exemplos de cobre-juntas.

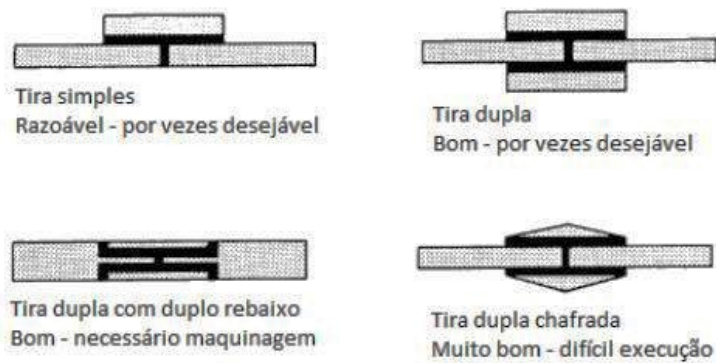


Figura 11 - Exemplos de configurações de cobre-juntas [1, 16].

#### 2.1.5.4 Tubular e cilíndrica

Juntas tubulares e cilíndricas substituem as juntas topo a topo quando é necessário unir tubos ou peças cilíndricas, devido ao facto de melhorar a resistência à clivagem, independentemente do tamanho e do formato das secções dos substratos [1]. No entanto algumas peças cilíndricas poderão ser ligadas com configurações de topo a topo. Na Figura 12 encontram-se representados alguns exemplos de configurações de juntas tubulares e cilíndricas, de notar que a maioria das configurações apresentadas necessitam de preparação previa dos substratos.

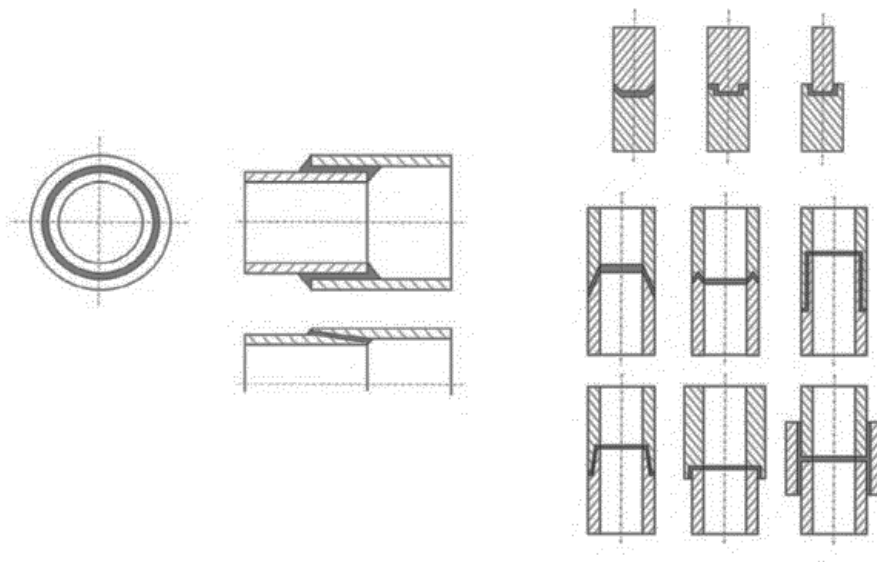


Figura 12 - Exemplos de configurações tubulares e cilíndricas [1, 3].

#### 2.1.5.5 Juntas de arrancamento

Quando é necessário unir ou manter em posição substratos curvados, são utilizadas juntas de arrancamento, na Figura 13 mostra quatro métodos diferentes para selar

substratos nas condições ilustrada, das alternativas indicadas na Figura 13 a mais eficaz é colocar adesivo na abertura interna [3]. Estes tipos de juntas são as mais utilizadas em ligações tubulares de líquidos ou gás.

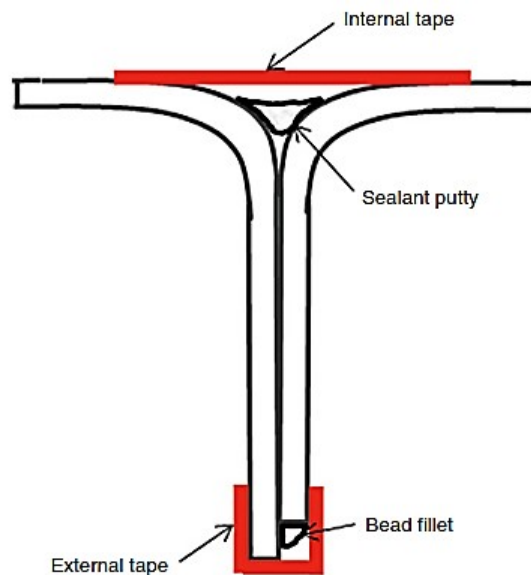


Figura 13 - Várias utilizações de adesivos em juntas de costura ou de bordo [3].

#### 2.1.5.6 Angulares e de canto

É um tipo de junta usado quando é necessário ligar ou selar estruturas em canto. É uma junta relativamente fácil de produzir, na qual o adesivo pode ser aplicado do modo mais simples entre os dois substratos, mas a junta ficará mais resistente se o adesivo for aplicado como *fillet* na zona interior [3]. Poderá ser colocado adesivo na zona interior e exterior da junta para aumentar a sua performance, como ilustrado na Figura 14 e) [3].

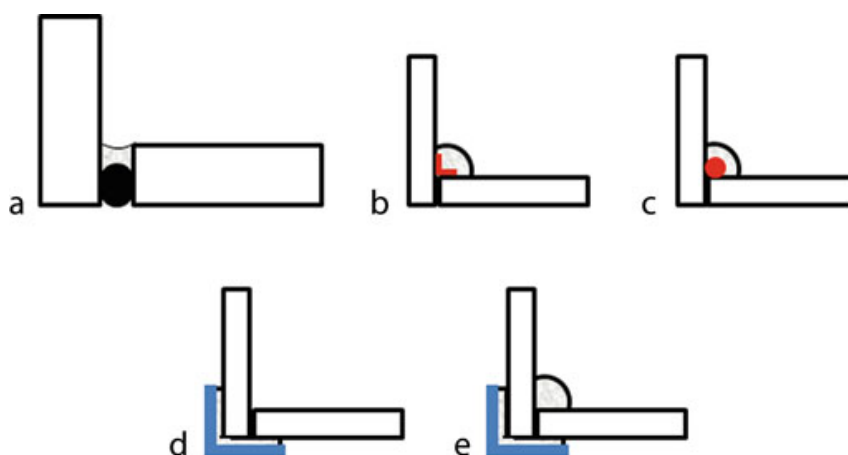


Figura 14 - Exemplos de ligações de juntas de canto [3].

### 2.1.6 Adesivos estruturais

Um adesivo estrutural substitui, em muitas aplicações, as tradicionais ligações mecânicas [20]. Consegue ligar dois componentes mantendo uma ligação com um elevado módulo de elasticidade e elevada tensão de cedência, mantendo essa resistência durante o tempo útil de vida da ligação [1, 21]. É um adesivo capaz de suportar tensões elevadas, é capaz de suportar tensões de corte superiores a  $\approx 7$  MPa, sem perder a sua integridade estrutural, tem bom comportamento em ambientes adversos, permite o aumento da rigidez da estrutura, transmite cargas de uma forma uniforme, boa resistência a variações de temperatura, vibrações, produtos químicos e uma boa relação resistência/peso [1, 20, 21].

Alguns dos aspetos importantes a ter em consideração na escolha de um adesivo estrutural para uma dada aplicação prendem-se com o tempo de cura, a molhagem, a tensão de corte, a resistência ao arrancamento, a resistência ao impacto, a amplitude de temperaturas de utilização, a resistência à rotura por fluência, o tempo de vida e, questões de saúde e segurança [22]. Na Figura 15 estão apresentadas as diferentes famílias de adesivos estruturais.

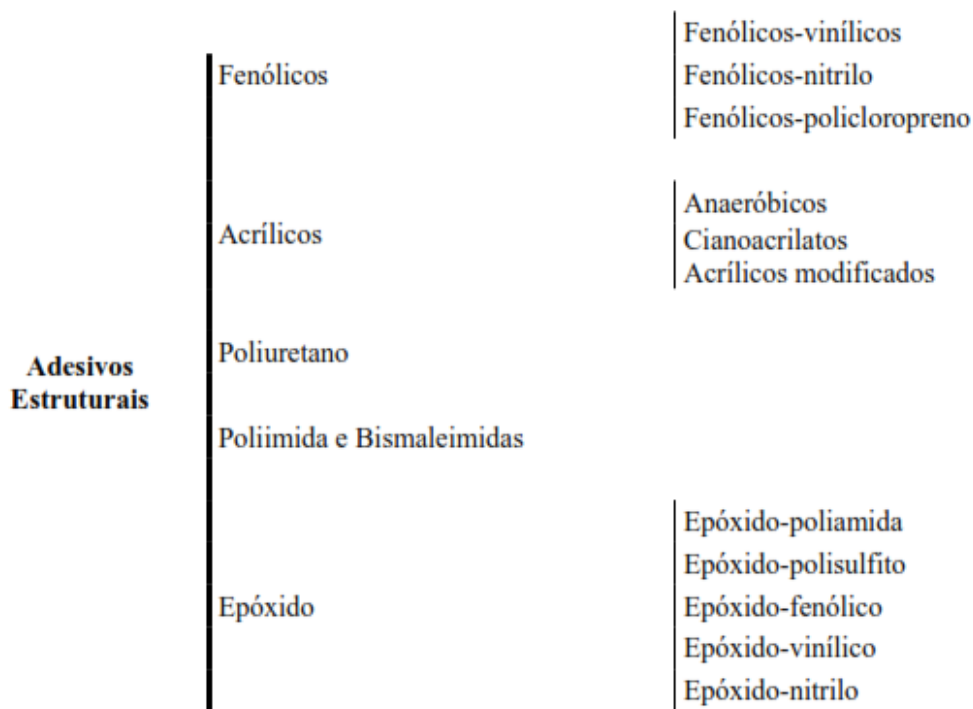


Figura 15 - Famílias e exemplos de adesivos estruturais [23]

Os adesivos estruturais podem ser divididos em grupos com certas características que lhes são comuns, na Figura 15 estão representados os grupos de adesivos estruturais mais utilizados [12]. De seguida serão apresentadas algumas das características que os distinguem.

### 2.1.6.1 Fenólicos

As resinas fenólicas são polímeros termoendurecíveis, produto da reação química entre um fenol e um formaldeído. As resinas fenólicas têm excelente comportamento térmico, alto nível de força e resistência, podem ser usados como isolantes térmicos, o seu ponto de decomposição é próximo dos 200°C [24]. Contudo as resinas fenólicas são frágeis, têm baixa resistência ao impacto e a solventes. Para além disso, vários compósitos utilizados na sua síntese são nocivos para a saúde humana [24].

### 2.1.6.2 Acrílicos

São muito versáteis, são de cura rápida, podem ser aplicados de várias formas, são resistentes ao arrancamento, corte e impacto. A temperatura máxima de utilização é cerca de 150°C [1, 14]. São usados aditivos para melhorar várias características. Podem ser formulados para ter viscosidade baixa e controlada, o que permite uma aplicação precisa das peças a serem ligadas e, como têm rápida cura, podem ser usados em ligações de muitos constituintes [14].

### 2.1.6.3 Poliuretano

Adesivos de poliuretano são o resultado da reação entre um polioliol com um isocianato, podem curar à temperatura ambiente ou a altas temperaturas, e têm viscosidades bastante variáveis. Apresentam boa flexibilidade, boa resistência ao arrancamento, à abrasão, ao choque e a vibrações, têm bom comportamento a baixas temperaturas e ao meio ambiente [12, 25].

### 2.1.6.4 Poliimidaz e bismaleimidaz

As poliimidaz e bismaleimidaz são resistentes a temperaturas acima dos 200°C. São os adesivos que apresentam melhores resultados a altas temperaturas em longos períodos de utilização, apresentam uma elevada dureza e, portanto, são um pouco frágeis e apresentam baixa resistência a choques e vibrações. Disponíveis geralmente sob a forma líquida ou filmes. São dispendiosos, de difícil utilização e necessitam de um longo período de cura a elevadas temperaturas e pressões [12, 19, 25].

### 2.1.6.5 Epóxido

Os adesivos epóxidos são a família de adesivos mais versátil de todas, devido ao facto de serem facilmente modificados para alcançar as mais variadas propriedades, podendo ainda ser misturados com outros tipos de polímeros para obter características mais específicas [1]. Como apresentam uma boa adesão são utilizados para ligar uma diversidade de materiais metálicos e não metálicos. Estes adesivos também têm uma elevada resistência à fadiga, uma excelente resistência a produtos químicos e, por esse

motivo, são usados como revestimentos, e em aplicações elétricas e eletrônicas [1, 3, 12]. A cura pode ser realizada a altas temperaturas, onde os epóxidos apresentam reduzida variação de dimensões e não libertam gases resultantes da reação [26]. Os adesivos de epóxido podem ser de uma parte ou duas partes. Os adesivos de uma parte curam com calor, enquanto os de duas partes curam à temperatura ambiente ou a altas temperaturas [26]. Os epóxidos que curam a altas temperaturas têm maior resistência ao corte e uma maior resistência ao meio ambiente, mas em contrapartida possuem menor tenacidade e menor resistência ao arrancamento [26].

## 2.2 Efeito da espessura do adesivo em juntas adesivas

A espessura do adesivo ( $t_A$ ) é um dos fatores que influencia as propriedades das juntas adesivas, independentemente do tipo de adesivo ou dos substratos. Se  $t_A$  não for suficiente não haverá adesivo suficiente para promover a ligação, por outro lado se a  $t_A$  for demasiado elevada a ligação adesiva perde propriedades mecânicas. Existem vários estudos para determinar qual a  $t_A$  ótima para cada adesivo/aplicação/tipo de esforços. Além da  $t_A$ , a sua uniformidade também é importante [1].

Autores como Adams e Peppiatt [27] chegaram à conclusão que, geralmente, uma  $t_A$  mais fina é preferível. No seu estudo de adesivos epóxidos, os autores concluíram que a resistência da junta é maior para  $t_A$  entre 0,1 e 0,2 mm. Os autores chegaram à conclusão de que, com o aumento da  $t_A$  a probabilidade de existirem imperfeições no interior da junta aumenta, diminuindo o seu tempo de vida. Contudo, alguns modelos analíticos preveem o contrário, como os trabalhos de Volkersen [28] ou Goland e Reissner [29].

Outro estudo por Gleich et al. [30] mostraram em juntas de sobreposição simples recorrendo a elementos finitos, que o aumento da tensão interfacial tem uma relação direta com o aumento da  $t_A$ , o que por sua vez provocou a diminuição da tensão de rotura das juntas [31]. Crocombe [32] e Grant et al. [33] chegaram a conclusões similares nos seus estudos.

Segundo o trabalho de Biel [34] a tenacidade à rotura por tração, ou modo I ( $G_I$ ) é maior quando  $t_A$  está nos valores ótimos. Campilho et al. [31] também estudaram o efeito da  $t_A$  em  $G_I$  recorrendo a *Compliance-Based Beam Method* (CBBM) e ao método do integral J. Testaram vários provetes com  $t_A=0,1; 0,2; 0,5; 1$  e  $2$  mm e chegaram aos valores apresentados na Figura 16, onde se confirmam um aumento de  $G_I$  com o aumento da  $t_A$  de forma linear, pelo menos até  $t_A=1$  mm. Por outro lado, verificou-se que os valores são similares nos dois métodos utilizados [31].

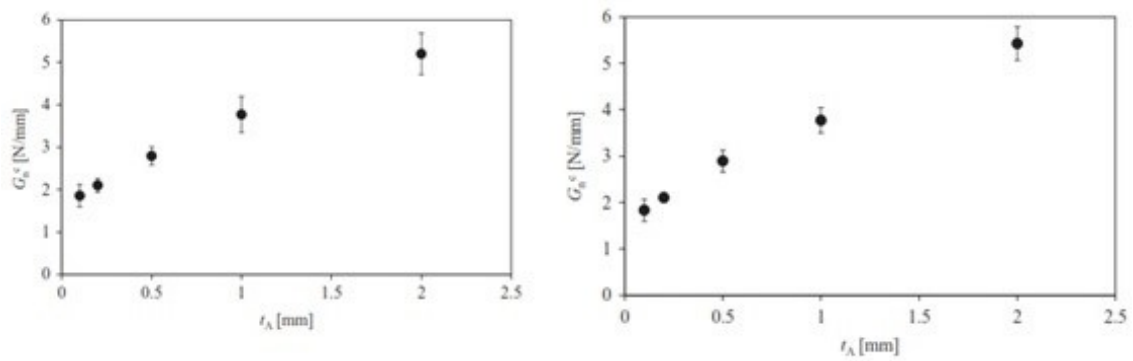


Figura 16 - Valores médios e desvio de  $G_I$  em função de  $t_A$  por CBBM (direita) e por integral J (esquerda) [31].

Outros estudos reforçam a noção que quando  $t_A$  é aumentada para além dos valores recomendados,  $G_I$  diminui até chegar a um valor constante, como o trabalho de Duan et al. [35].

Sela et al. [36] investigaram o efeito de  $t_A$  na tenacidade à fratura interlaminar e chegaram à conclusão que a fratura em corte ou modo II ( $G_{II}$ ), aumentou com o aumento de  $t_A$  até 0,7 mm. Passando esse valor, a tenacidade à fratura interlaminar começa a diminuir [37].

Figueiredo et al. [37] estudaram a influência de  $t_A$  nas medições de tenacidade à fratura por corte realizando o ensaio *End-Notched Flexure* (ENF) a vários provetes com  $t_A=0,1; 0,2; 0,5; 1$  e 2 mm, foram obtidos os resultados apresentados na Figura 17 onde se pode observar que  $G_{IIC}$  aumenta com  $t_A$  até um certo valor e depois estabiliza. Uma possível explicação dada para os valores obtidos poderá ser o facto de a zona de fratura aumentar com o aumento de  $t_A$  antes da propagação da fenda.

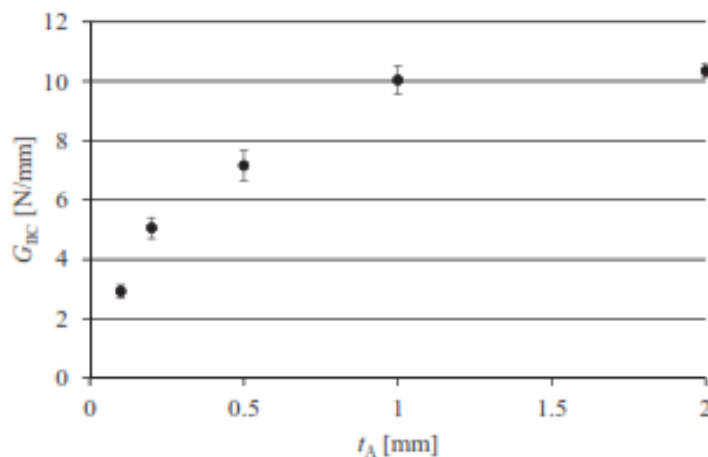


Figura 17 - Valores médios e desvio de  $G_{IIC}$  em função de  $t_A$  por CBBM [37].

Oliveira et al. [38] realizaram um estudo do efeito de  $t_A$  em modo misto de fratura onde foi analisado o comportamento de  $G_I$  e  $G_{II}$  usando o ensaio *Single-Leg Bending* (SLB).

Verificou-se um aumento de  $G_I$  e  $G_{II}$  com  $t_A$ , e linearidade entres os parâmetros para as duas tensões até  $t_A$  de 1 mm, na Figura 18 está representado esse estudo.

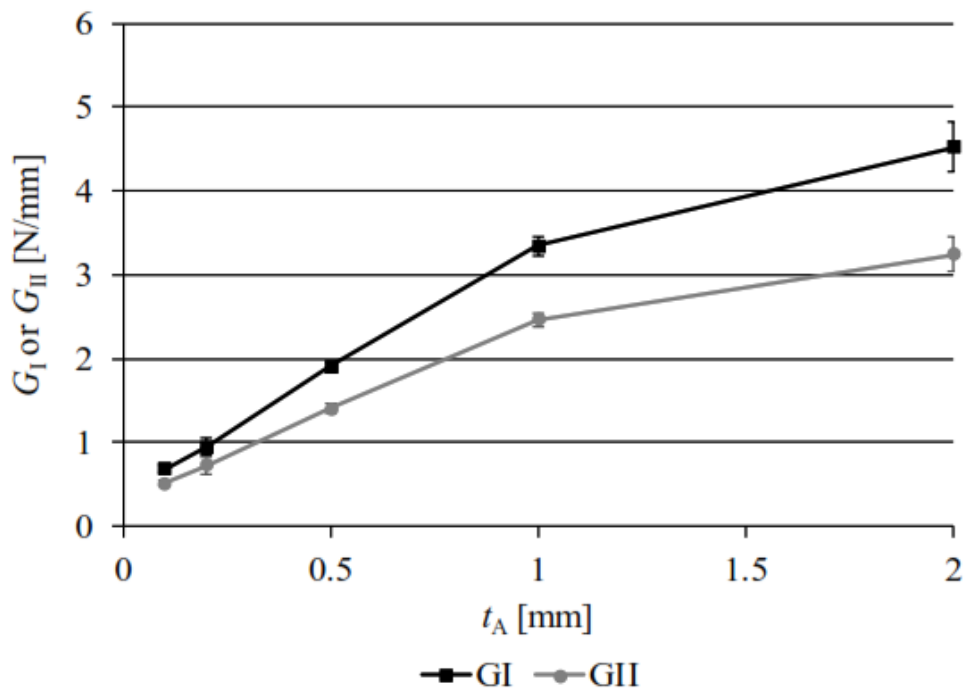


Figura 18 - Valores médios e desvio de  $G_I$  e  $G_{II}$  em função de  $t_A$  por CBBM [38].

### 2.3 Ensaios de caracterização à fratura

Realizam-se ensaios de caracterização à fratura para avaliar a resistência ao crescimento de uma fenda num determinado material, que era denominada de tenacidade à fratura ( $K_c$ ) [13]. Quando o material é solicitado é libertada energia, e quando a taxa de libertação de energia atinge um valor crítico dá-se a propagação da fenda, representada por  $G_c$  [13].

Griffith [39] desenvolveu os princípios básicos da mecânica da fratura onde concluiu que todos os corpos possuem uma distribuição de defeitos e que a fratura ocorrerá pelo mais crítico. Griffith [39] estabeleceu que a propagação irá ocorrer quando a libertação da energia na extremidade da fenda igualar a energia necessária à propagação da fenda ou, por outras palavras quando a taxa de libertação de energia ( $G$ ) for crítica [7].

Estes tipos de ensaios têm sido aplicados com sucesso em muitos problemas de engenharia ao longo dos últimos anos. No caso particular das juntas adesivas é usado  $G$  e em particular  $G_c$  em vez de fatores de intensidade de tensão, devido ao fato de ser mais fácil determinar  $G$  e  $G_c$  quando a fenda se propaga numa interface ou perto dela [40].

Existem vários modos de carregamento pelos quais a propagação da fenda pode ocorrer. Irwin e Kies [41] em 1954 e Westergaard [42] em 1939 definiram os três modos fundamentais de carregamento: modo I, sollicitação à tração, modo II, sollicitação ao corte (no plano da fenda), e modo III, sollicitação ao corte (perpendicular ao plano), ilustrados na Figura 19, distingue-se a  $G_c$  para cada modo taxa de libertação de energia de deformação crítica em modo I ( $G_{IC}$ ) e taxa de libertação de energia de deformação crítica em modo II ( $G_{IIC}$ ). O mais normal acontecer nas juntas adesivas são os modos de carregamento aparecerem em simultâneo e quando isso acontece tem-se uma sollicitação de modo misto, podendo ocorrer uma combinação entre os três modos de sollicitação. Todavia o que acontece com maior frequência envolve o modo I e modo II [7].

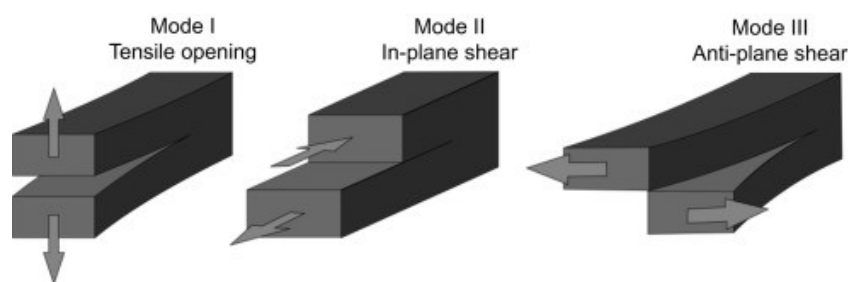


Figura 19 - Modos de fratura de uma junta adesiva [43].

### 2.3.1 Fratura em tração (modo I)

A fratura em tração é o modo mais crítico na propagação da fenda, devido ao facto de as juntas adesivas terem menor resistência ao arrancamento do que ao corte. Neste caso, a abertura da fenda acontece na direção perpendicular ao plano, por efeito de tensões de tração opostas, sendo o efeito amplificado se as tensões se concentrarem nas extremidades da junta [44].

O ensaio mais utilizado atualmente para caracterizar modo I é o *Double-Cantilever Beam* (DCB) normalizado pelas normas ASTM D3433-99 [45] e ISO 25217:2009 [46], conforme referido por Chaves [47]. O ensaio DCB permite determinar  $G_{IC}$  usando o método de *Direct Beam Theory* (DBT) ou pelo método (CBBM), que dá valores mais corretos [13, 47]. Os provetes DCB são simples de construir, são constituídos por dois substratos com comprimento ( $L$ ) e largura ( $B$ ) iguais e  $h$  constante. O adesivo é colocado entre os substratos com  $t_A$  constante, e o comprimento inicial da fenda ( $a_0$ ) é considerado desde a zona onde é aplicada a sollicitação até à extremidade da pré-fenda, como demonstrado na Figura 20 [47].

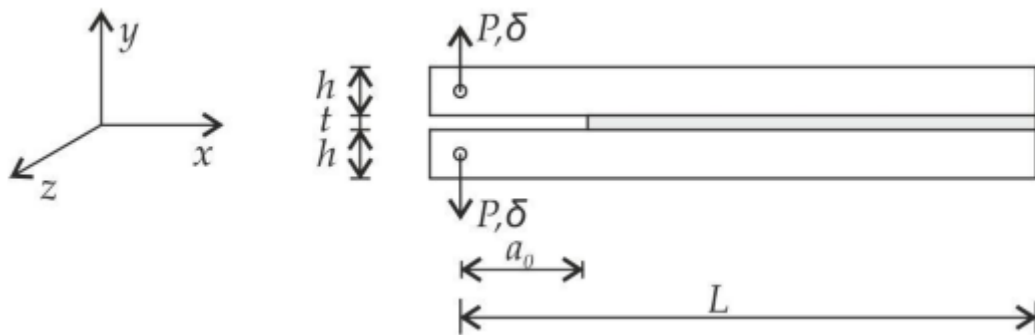


Figura 20 - Esquema do provete DCB [47].

O ensaio consiste em solicitar os braços do provete, como exemplificado na Figura 20, a uma velocidade constante. Durante o ensaio é registada a carga ( $P$ ) e o deslocamento ( $\delta$ ). O comprimento da fenda ( $a$ ) é obtido através da análise de imagens obtidas durante o ensaio em intervalos de tempo pré-estabelecidos. No final do ensaio é obtido a curva  $P$ - $\delta$  para a análise de  $G_{IC}$  [19, 47].

A norma ASTM D3433-99 [45] sugere uma geometria do provete alternativa designada de *Tapered Double Cantilever Beam* (TDCB) (Figura 21). O procedimento do ensaio TDCB é semelhante ao ensaio DCB, tendo como vantagem a obtenção de  $G_{IC}$  sem a necessidade de medir  $a$ , devido à geometria dos provetes que mantém a flexibilidade constante ao longo do ensaio. A desvantagem do ensaio TDCB é que a produção dos provetes é mais dispendiosa [19, 47].

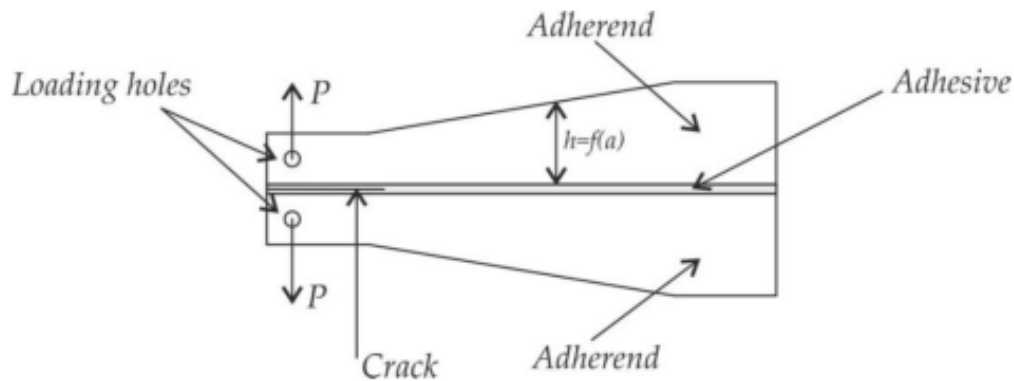


Figura 21 - Esquema do provete TDCB [47]

### 2.3.2 Fratura em corte (modo II)

A fratura em modo II consiste numa solicitação de corte puro. A fratura neste modo propaga-se de uma forma complexa, seguindo frequentemente um mecanismo de microfatura. Por este motivo, e devido ao facto de não se dar a abertura dos provetes ensaiados, a medição da fenda é difícil [3].

Atualmente existem vários testes para determinar a fratura em modo II. Os mais comuns estão representados na Figura 22. Não existe nenhuma norma a reger o teste *End-Loaded Split* (ELS), devido ao facto da existência de grandes deslocamentos e alguma sensibilidade às condições de aperto, o que torna a obtenção  $G_{IIC}$  impreciso [48].

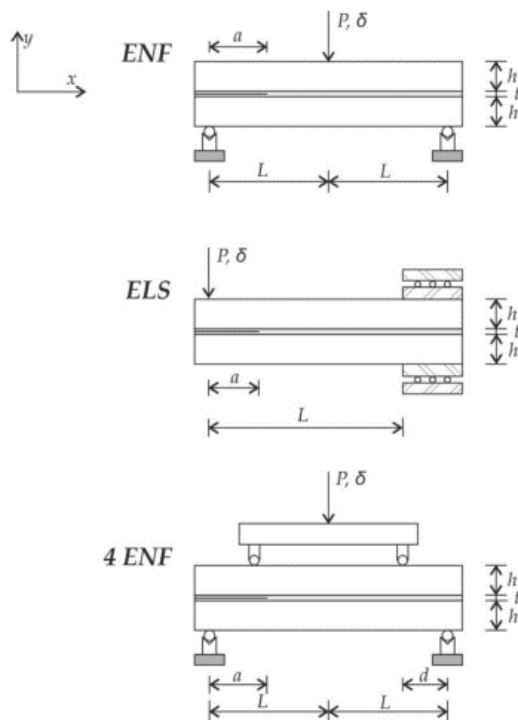


Figura 22 - Testes mais usados para caracterização de modo II para juntas adesivas [47].

O teste ENF é o teste mais simples e o mais utilizado, e consiste em dois substratos com a mesma  $h$  e constante, ligados pelo adesivo. A junta fica suportada nas extremidades e é aplicada  $P$  no meio da junta, causando o corte no adesivo [47]. Os parâmetros medidos no ensaio são  $P$ ,  $\delta$  e  $a$ . O valor de  $a_0$  tem de ser maior ou igual a 70% de  $L$  para evitar a propagação instável da fenda [49].  $G_{IIC}$  não é medido com consistência suficiente devido ao facto da fenda se propagar sem separação dos substratos, o que dificulta a correta medição de  $a$  [50]. Usando o método de cálculo CBBM consegue-se obter  $G_{II}$ , usando exclusivamente a curva  $P$ - $\delta$  [47, 51, 52].

Outro teste muito utilizado é o ELS. Este teste permite obter uma propagação de fenda bastante estável e a curva-R. Este teste é um melhoramento do teste ENF, contudo é de montagem mais complexa e devido a diferentes condições de aperto, introduz uma fonte de variação que influencia os resultados, que obriga a correção posterior [3, 47]. Durante o ensaio verifica-se uma elevada deformação transversal dos provetes, o que implica um tratamento dos danos mais complexo [19].

O último dos testes mais utilizados para caracterizar a fratura em modo II é o *Four-Point End-Notched Flexure* (4ENF) que, como o ELS, é uma versão melhorada do teste ENF

onde a propagação da fenda é estável [19]. Contudo, é o teste onde a montagem do provete é mais complexa dos três, para além de ser o mais caro, necessita de valores de  $P$  mais elevados devido às forças mais elevadas de fricção que atuam nas faces da superfície da fratura [3]. O maior valor de  $P$  provoca um aumento artificial de  $G_{IIC}$  [3].

### 2.3.3 Fratura em modo misto (modo I+II)

Como dito anteriormente a fratura em modo misto é a mais comum, nomeadamente em aplicações reais. Dos modos mistos possíveis a combinação dos modos I e II é mais frequente. Estes testes apresentam diferentes graus de rácio de modos ( $\psi$ ), sendo  $\psi = \tan^{-1}(G_I/G_{II})^{1/2}$ , permitindo assim determinar por completo o envelope de fratura de cada adesivo [53, 54]. Os testes mais comuns para caracterizar o modo misto estão apresentados na Tabela 2.

Tabela 2 - diferentes ensaios para modo misto e correspondente grau de rácio de modos ( $\psi$ ) [47].

Ensaio	Grau de rácio de modos ( $\psi$ )
<i>Asymmetric Double-Cantilever Beam (ADCB)</i>	$\approx 0 - 34^\circ$
<i>Asymmetric Tapered Double-Cantilever Beam (ATDCB)</i>	$\approx 20^\circ$
<i>Cracked-Lap Shear (CLS)</i>	$\approx 49^\circ$
<i>Mixed-Mode Bending (MMB)</i>	$\psi=f(c)$
<i>Single-Leg Bending (SLB)</i>	$\approx 41^\circ$

Os ensaios ADCB e ATDCB são uma variação dos ensaios DCB e TDCB respetivamente, para serem usados em modos misto onde um dos substratos tem  $h$  diferentes, ou são de materiais diferentes. Para determinar a fratura em modo misto existem vários modelos como os de Xiao et al. [55], Kanninen [56] e Williams [57] usados no ensaio ADCB e a teoria de vigas *Euler Bernoulli* usada no ensaio ATDCB [54]. Na Figura 23 encontram-se representados os ensaios ADCB e ATDCB.

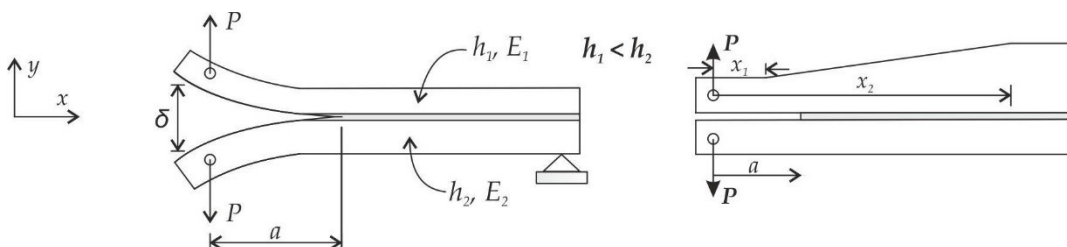


Figura 23 - Representação esquemática do ensaio ADCB (esquerda) e do ensaio ATDCB (direita) [54].

O ensaio CLS é bastante comum para estudar a fratura de juntas adesivas, incluindo sob condições de fadiga [19]. Embora apenas permita um limitado leque de variação de modo misto, este teste providencia formas úteis e convenientes de executar o teste em modo misto em juntas adesivas e consegue cobrir um modesto espectro de variação de rácio de modo misto variando a relação entre  $a$  e  $h$  [19, 53]. Já quando os substratos são simétricos, o valor nominal global de modo misto aplicado é de aproximadamente  $63^\circ$  [53].

É aplicada  $P$  na extremidade do substrato superior do lado em que está induzida a pré-fenda [53], como se pode ver na Figura 24.

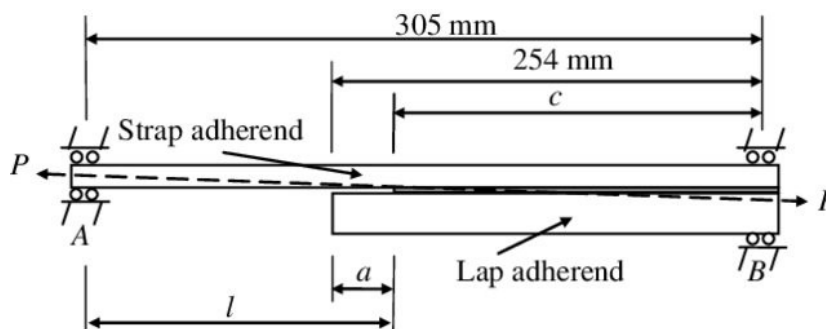


Figura 24 - Esquema do ensaio CLS [58].

Da junção dos ensaios DCB e ENF foi concebido o ensaio MMB, está representada na Figura 25 a sua configuração esquemática. Foi inicialmente desenvolvido por Crews e Reeder [59], mais tarde aperfeiçoado, hoje em dia é o ensaio mais usado para determinar a tenacidade à fratura interlaminar de materiais compósitos monolíticos, e autores como Lui et al. [60], Dillard e Singh [61] têm aplicado este método a juntas adesivas. O ensaio é o único normalizado para avaliar a tenacidade de materiais em modo misto, e a norma pelo qual é regido é a ASTM D6671-01 [62] [54].

O modo de procedimento tem como base um provete ENF solicitado a meio vão. Esta carga adicional faz com que os braços se separem, tal como no ensaio DCB. O valor relativo das duas solicitações aplicadas ao provete determina o rácio de modo misto na extremidade da fenda. As duas solicitações podem ser aplicadas através de um braço e uma articulação, submetendo o teste a uma única força  $P$ . A distância  $c$  define o valor relativo das duas solicitações no provete e determina o grau de rácio de modo misto existente num dado ensaio [54, 59].

A determinação da taxa de libertação de energia é apresentada baseada na teoria das vigas. A solicitação do teste MMB corresponde a uma sobreposição dos modos de carregamento I e II, equivalente às usadas nos testes DCB e ENF, respetivamente.

Ao longo do ensaio, para a maioria das configurações geométricas, a relação entre modo I e II mantém-se praticamente constante durante a propagação da fenda (exceto algumas variações iniciais). A distância  $c$  (posição do ponto de carregamento) vai definir

o rácio entre os dois modos [10, 63]. O ensaio permite testar diferentes rácios sem ser necessário alterar a geometria dos provetes, o que é uma vantagem [10].

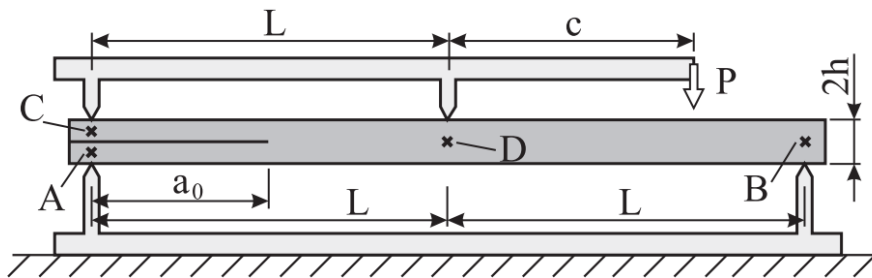


Figura 25 - Configuração esquemática do ensaio MMB [64].

O ensaio SLB é outro ensaio para o teste de modo misto (I+II), e foi proposto por Yoon e Hong [65]. É um ensaio mais limitado que o MMB mas menos dispendioso e requiere menos procedimentos [66].

## 2.4 Ensaio *Single-Leg Bending* (SLB)

Neste capítulo são abordados os princípios do ensaio SLB e os respetivos métodos de obtenção de  $G_I$  e  $G_{II}$ , incluindo as técnicas que necessitam da medição de  $a$ , as que usam comprimento de fenda equivalente ( $a_{eq}$ ) e o método baseado no integral J.

### 2.4.1 Caracterização do ensaio

O ensaio SLB resulta de uma modificação do ensaio ENF em que, numa das extremidades, apenas o braço superior está suportado devido a apresentar um  $L$  superior ao do braço inferior. Este facto origina a que, durante o ensaio, se obtenha uma sollicitação combinada em modo I em modo II. A geometria do provete e a posição dos apoios e sollicitações está representada na Figura 26 [19].

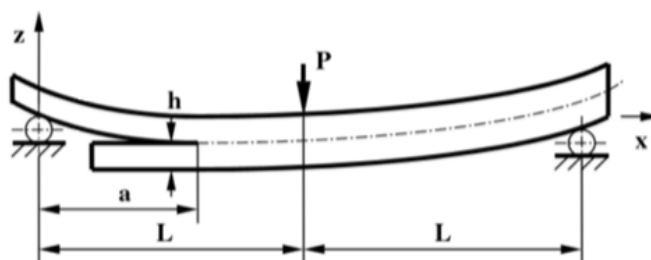


Figura 26 - Representação de um ensaio SLB [63].

Para a realização deste ensaio é necessário criar uma pré-fenda durante a preparação do provete, sendo que o  $a_0$  considerado é o comprimento entre o apoio mais próximo e a extremidade pré-fenda, inclusive.

De modo a obter uma medição correta dos valores  $G_I$  e  $G_{II}$ , o ensaio é dado como terminado quando a fenda se aproximar do punção de solicitação, devido ao facto de a partir dessa zona existirem também esforços de compressão (provocados pelo punção que comprime o adesivo entre os substratos) [63].

Os provetes do ensaio SLB podem ter algumas variações sem que se altere a sua geometria básica, sendo elas:

- Variar  $h$  e  $t_A$ ;
- Variar o  $L$  e a  $B$  dos substratos.

No entanto, deve ser respeitada a relação entre  $a_0$  e  $L$ , que deve ser aproximadamente 70/100 (não deve ser inferior), de modo a permitir uma área de estudo suficiente para permitir resultados concretos e evitar que a fenda se propague de forma instável [67].

Para a realização deste ensaio não são necessários componentes fora do vulgar nem cuidados especiais no processamento dos provetes. No entanto, é necessário obter imagens de boa resolução de modo a ser possível a leitura do  $a$ .

#### 2.4.2 Métodos para determinação da energia de fratura

Neste capítulo são expostos os métodos ou modelos usados para a determinação da taxa de libertação de energia para o ensaio SLB em ambos os modos (I e II). São analisados cinco modelos que requerem a medição do  $a$  e dois métodos baseados num  $a_{eq}$ , um modelo que utiliza  $a_{eq}$  o (CBBM) e outro método baseado no integral J.

### 2.4.2.1 Métodos que requerem a monitorização do comprimento de fenda

#### 2.4.2.1.1 Modelo 1 - Oliveira et al. [68]

Este método é baseado na teoria das vigas e permite obter a curva R. Para isso necessita de ser determinada a flexibilidade, que recorrendo à teoria das vigas de Timoschenko é obtida a energia libertada, obtida através da seguinte equação:

$$U = \int_0^L \frac{M_f^2}{2E_L I} dx + \int_0^L \int_{-h}^h \frac{\tau^2}{2\mu_{RL}} B dy dx, \quad (1)$$

onde  $M$  é o momento de flexão,  $I$  o segundo momento de inércia e

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

onde  $A_i$ ,  $c$  e  $V$  representam, respetivamente, área de secção transversal, metade da espessura da viga, e carga transversal do segmento  $i$  ( $0 \leq x \leq a$ ,  $a \leq x \leq L/2$  ou  $L/2 \leq x \leq L$  no ensaio SLB). De acordo com o Teorema de Castigliano, a flexibilidade no ponto de carregamento para o  $a$  é obtida através da seguinte equação:  $L$

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

O  $a_0$  e a flexibilidade inicial do provete ( $C_0$ ) podem ser utilizados na equação (4) para estimar o módulo de flexão  $E_f$ :

$$E_f = \left( C_0 - \frac{3(a_0+L)}{20\mu_{RL} B h} \right)^{-1} \frac{28a_0^3 + L^3}{32B h^3} \quad (4)$$

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

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

$$G_T = \frac{P_c^2}{2B} \frac{dC}{da}, \quad (5)$$

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

$$G_T = \frac{21P_{eq}^2 a^2}{16E_f B^2 h^3} \quad (6)$$

Seguindo o método de modo de partição baseado na teoria da viga proposto por Szekrényes e Uj [69], as componentes da taxa de libertação de energia em modo I ( $G_I$ ) e modo II ( $G_{II}$ ) podem ser escritas como

$$G_I = \frac{12P^2 a_{eq}^2}{16E_f B^2 h^3} + \frac{3P^2}{10\mu_{RL} B^2 h} \quad (7)$$

$$G_{II} = \frac{9P^2 a_{eq}^2}{16E_f B^2 h^3} \quad (8)$$

#### 2.4.2.1.2 Modelo 2 - Szekrényes e Uj [69]

Para a aplicação deste método é necessário analisar a flexibilidade entre os braços do provete. A flexibilidade pode ser obtida facilmente através do trabalho de Ozdil et al. [70], em que a seguinte expressão foi baseada no ensaio ENF usando a teoria das vigas de Timoshenko:

$$C = \frac{2L^3 d_{11.2} + a^3 (d_{11.1} - d_{11.2})}{12} + \frac{2La_{55.2} + a(a_{55.1} - a_{55.2})}{4k}, \quad (9)$$

onde  $K=5/6$  é o fator de correção de corte. A resistência à fratura pode ser expressa diferenciando-se a flexibilidade em relação ao comprimento de fenda

$$G_{I/II} = \frac{P^2}{2b} \frac{dC}{da}. \quad (10)$$

Conjugando as equações (9) e (10) obtém-se:

$$G_{I/II} = \frac{P^2}{8b} \left( a^2 (d_{11.1} - d_{11.2}) + \frac{(a_{55.1} - a_{55.2})}{4} \right). \quad (11)$$

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

$$\begin{aligned} d_{11.1} &= \frac{12}{bh^3 E_{11}} \\ d_{11.2} &= \frac{3}{2bh^3 E_{11}} \\ a_{55.1} &= \frac{1}{bhG_{13}} \\ a_{55.2} &= \frac{1}{2bhG_{13}} \end{aligned} \quad (12)$$

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

$$C = \frac{7a^3 + 2L^3}{8bh^3E_{11}} + \frac{a+2L}{8bhkG_{13}} + \frac{a^3}{8bh^3E_{11}} \left( 2.71 \left( \frac{h}{a} \right) \left( \frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{1}{4}} + 2.45 \left( \frac{h}{a} \right)^2 \left( \frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{1}{2}} + 1.11 \left( \frac{h}{a} \right)^3 \left( \frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{3}{4}} \right). \quad (13)$$

A resistência à fratura pode ser calculada utilizando a equação:

$$G_{I/II} = \frac{21P^2a^2}{4b^2h^3E_{11}} + \frac{P^2}{4b^2hkG_{13}} + \frac{P^2a^2}{4b^2h^3E_{11}} \left( 5.42 \left( \frac{h}{a} \right) \left( \frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{1}{4}} + 2.45 \left( \frac{h}{a} \right)^2 \left( \frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{1}{2}} \right). \quad (14)$$

De modo a efetuar a partição dos modos de carregamento é utilizado o método de Williams melhorado com o efeito do corte transversal e análise de fundação Winkler [69]. Na Figura 27 pode-se observar uma ilustração do modo em que é realizada a partição dos modos de carregamento.

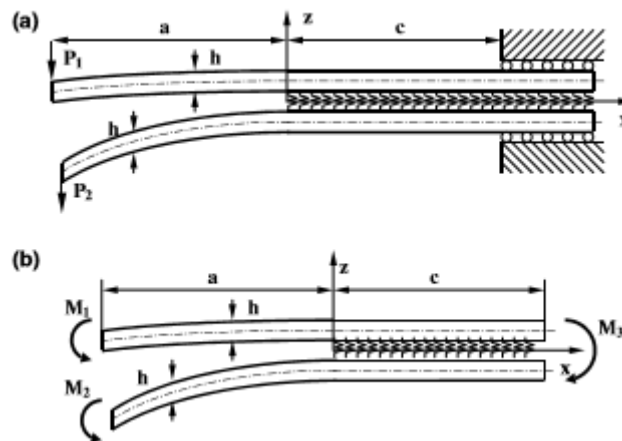


Figura 27 - Esquema de redução para a partição dos modos [69]

Sobrepondo os efeitos do corte transversal e dos efeitos elásticos na flexibilidade dos braços superiores e inferiores obtém-se:

$$C_1 = \frac{7a^3 + L^3}{2bh^3E_{11}} + \frac{(L^3 - a^3)P_2}{2bh^3E_{11}P_1} + \frac{L(P_1 + P_2) + a(P_1 - P_2)}{bhkG_{13}P_1} + \frac{a^3(P_1 - P_2)}{2bh^3E_{11}P_1} f_{w1} \quad (15)$$

$$C_2 = \frac{7a^3 + L^3}{2bh^3E_{11}} + \frac{(L^3 - a^3)P_1}{2bh^3E_{11}P_2} + \frac{L(P_1 + P_2) + a(P_2 - P_1)}{bhkG_{13}P_2} + \frac{a^3(P_2 - P_1)}{2bh^3E_{11}P_2} f_{w1}, \quad (16)$$

onde

$$f_{w1} = 2.71 \left( \frac{h}{a} \right) \left( \frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{1}{4}} + 2.45 \left( \frac{h}{a} \right)^2 \left( \frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{1}{2}} + 1.11 \left( \frac{h}{a} \right)^3 \left( \frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{3}{4}}. \quad (17)$$

A taxa de libertação de energia apresenta a seguinte forma:

$$G_1 = \frac{21P_1^2a^2}{4b^2h^3E_{11}} - \frac{3P_1P_2a^2}{4b^2h^3E_{11}} + \frac{P_1(P_1 - P_2)}{4b^2hkG_{13}} + \frac{P_1(P_1 - P_2)a^2}{4bh^3E_{11}} f_{w2} \quad (18)$$

$$G_2 = \frac{21P_1^2a^2}{4b^2h^3E_{11}} - \frac{3P_1P_2a^2}{4b^2h^3E_{11}} + \frac{P_2(P_2 - P_1)}{4b^2hkG_{13}} + \frac{P_2(P_2 - P_1)a^2}{4bh^3E_{11}} f_{w2}, \quad (19)$$

onde

$$f_{w2} = 5.42 \left( \frac{h}{a} \right) \left( \frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{1}{4}} + 2.45 \left( \frac{h}{a} \right)^2 \left( \frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{1}{2}}. \quad (20)$$

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

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

onde

$$f_T = \frac{1}{k} \frac{E_{11}}{G_{13}} \left( \frac{h}{a} \right)^2. \quad (22)$$

De acordo com Ducept et al. [71], os momentos de flexão equivalentes podem ser decompostos em:

$$M_1 = M_I + M_{II} \quad (23)$$

$$M_2 = \alpha M_I + \phi M_{II}. \quad (24)$$

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

$$\frac{12M_{II}}{bh^3E_{11}} = \frac{12\varphi M_{II}}{bh^3E_{11}} \quad (25)$$

o que leva a que  $\varphi=1$ . Conjugando-se as equações anteriores permite-se a separação do termo que contém o produto de  $M_I M_{II}$

$$G_{I/II}^* = \frac{9M_I M_{II} (1 + \alpha)}{b^2 h^3 E_{11}} \quad (26)$$

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

$$G_I = \frac{M_I^2 (12 + f_T + f_{w2})}{b^2 h^3 E_{11}} \quad (27)$$

$$G_{II} = \frac{9M_{II}^2}{b^2 h^3 E_{11}} \quad (28)$$

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

$$M_I = \frac{M_1 - M_2}{2} \quad (29)$$

$$M_{II} = \frac{M_1 - M_2}{2} \quad (30)$$

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

$$G_I = \frac{12P^2 a^2}{16b^2 h^3 E_{11}} + \frac{P^2}{16b^2 h k G_{13}} + \frac{P^2 a^2}{16b^2 h^3 E_{11}} \left( 5.42 \left( \frac{h}{a} \right) \left( \frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{1}{4}} + 2.45 \left( \frac{h}{a} \right)^2 \left( \frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{1}{2}} \right) \quad (31)$$

$$G_{II} = \frac{9P^2 a^2}{16b^2 h^3 E_{11}} \quad (32)$$

### 2.4.2.1.3 Modelo 3 - Zhu [72]

Este método é baseado no Método de Szekrényes e Uj [69] e foi modificado pela teoria de vigas de Timoshenko e Euler-Bernoulli em conjunto com análises de Winkler-Pasternak e com o efeito de Saint-Venant. A equação para a flexibilidade fica:

$$\begin{aligned}
 C = & \frac{7a^3 + 2L^3}{8bh^3E_{11}} + \frac{a + 2L}{8bhkG_{13}} + \frac{a^3}{8bh^3E_{11}} \\
 & + \left( 0.98 \left( \frac{h}{a} \right) \left( \frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{1}{2}} + 0.43 \left( \frac{h}{a} \right)^2 \left( \frac{E_{11}}{E_{33}} \right) \right) \\
 & + \frac{1}{\pi} \frac{3a^3}{4bh^2E_{11}} \left( \frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{1}{2}} \frac{a^3}{8bh^3E_{11}} \\
 & \left( 5.07 \left( \frac{h}{a} \right) \left( \frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{1}{4}} + 8.58 \left( \frac{h}{a} \right)^2 \left( \frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{1}{2}} + 2.08 \left( \frac{h}{a} \right)^3 \left( \frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{3}{4}} \right)
 \end{aligned} \tag{33}$$

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

$$\begin{aligned}
 G_I = & \frac{12P^2a^2}{16b^2h^3E_{11}} \\
 & \left( 1 + 0.85 \left( \frac{h}{a} \right) \left( \frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{1}{4}} + 0.71 \left( \frac{h}{a} \right)^2 \left( \frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{1}{2}} + 0.32 \left( \frac{h}{a} \right) \left( \frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{1}{2}} + 0.1 \left( \frac{h}{a} \right) \left( \frac{E_{11}}{E_{33}} \right) \right)
 \end{aligned} \tag{34}$$

$$G_{II} = \frac{9P^2a^2}{16b^2h^3E_{11}} \left( 1 + 0.22 \left( \frac{h}{a} \right) \left( \frac{E_{11}}{E_{33}} \right)^{\frac{1}{2}} + 0.048 \left( \frac{h}{a} \right)^2 \left( \frac{E_{11}}{E_{33}} \right) \right). \tag{35}$$

### 2.4.2.1.4 Modelo 4 - Kim et al. [73]

Este método permite o uso de diferentes materiais dos substratos, o que permite obter várias condições de carga em modo misto. Tal como a maioria dos esquemas de redução de dados para obter  $G_c$ , este esquema de redução de dados utiliza o método de calibração da flexibilidade baseado na equação (5) de Irwin-Kies. Em vez de utilizar a teoria das vigas para derivar a relação  $C=f(a)$ , a determinação experimental da relação entre a  $C$  e  $a$  permite a consideração dos efeitos de flexão e corte na ponta da fenda. A flexibilidade e o  $a$  foram assumidos como  $E_1BC$  e  $a/t_1$ , respetivamente, e a forma usual da relação  $C=f(a)$ ,  $C=k(a+\Delta a)^3$ , fica:

$$\frac{a}{t_1} = \alpha (E_1 B C)^{\frac{1}{3}} + \beta, \quad (36)$$

onde  $\alpha$  e  $\beta$  são constantes que devem ser determinadas experimentalmente. Conjugando as equações (5) e (35) a tenacidade à fratura pode ser calculada através da carga crítica da fenda como:

$$G_c = \frac{3}{2t_1} \left( \frac{P_c}{B} \right)^2 \frac{(E_1 B C)^{\frac{2}{3}}}{\alpha E_1} \quad (37)$$

No caso de diferentes materiais serem ligados a altas temperaturas, a incompatibilidade de coeficientes de expansão térmica provoca tensões térmicas residuais ( $G_T$ ). Portanto, a tensão residual induz que a taxa de libertação de energia que deve ser incluída na taxa de libertação de energia total, como descrito na equação:

$$G = G_{\text{mech}} + G_T + G_{\text{int}}, \quad (38)$$

onde fator térmico e mecânico relativo à taxa de libertação de energia ( $G_{\text{int}}$ ) é um termo resultante da interação térmica com a carga mecânica. Nairn [74] calculou os dois termos adicionais no provete do teste SLB baseado na teoria das vigas e na mecânica da fratura linear elástica, como descrito:

$$G_T = \frac{1}{2} \frac{E_1 t_1 \Delta \alpha^2 \Delta T^2 (1 + R\lambda^3)}{1 + R\lambda (4 + \lambda (6 + \lambda (4 + R\lambda)))} \quad (39)$$

$$G_{\text{int}} = \frac{3Pa\Delta T\Delta\alpha(R\lambda^2(1+\lambda))}{Bt_1(1+R\lambda(4+\lambda(6+\lambda(4+R\lambda))))} \quad (40)$$

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

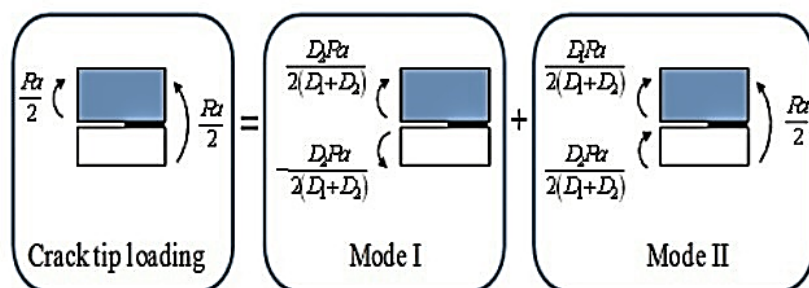


Figura 28- Decomposição dos modos de rotura na extremidade da fenda [73].

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

$$G_I = \frac{P^2 a^2}{8B} \left( \frac{D_2^2}{(D_1 + D_2)^2} \left( \frac{1}{D_1} + \frac{1}{D_2} \right) \right) \quad (41)$$

$$G_{II} = \frac{P^2 a^2}{8B} \left( \frac{1}{(D_1 + D_2)^2} - \frac{1}{D} \right), \quad (42)$$

onde  $D_1 = E_1 I_1$  para a viga superior,  $D_2 = E_2 I_2$  para a viga inferior, e  $D = (EI)_{\text{eff}}$  para a secção de viga ligada.

#### 2.4.2.1.5 Modelo 5 - da Silva et al. [52]

Este esquema de representação de dados é baseado no esquema proposto por Szekrenyes e Uj [69], sendo que o taxa de libertação de energia em cada modo de carregamento é:

$$G_I = \frac{12P^2 a^2}{16b^2 h^3 E} \left( 1 + 0.55 \left( \frac{h}{a} \right) + 0.31 \left( \frac{h}{a} \right)^2 + 0.32 \left( \frac{h}{a} \right) \left( \frac{E}{G_s} \right)^{\frac{1}{2}} + 0.1 \left( \frac{h}{a} \right)^2 \left( \frac{E}{G_s} \right) \right) \quad (43)$$

$$G_{II} = \frac{9P^2 a^2}{16b^2 h^3 E} \left( 1 + 0.218 \left( \frac{h}{a} \right) \left( \frac{E}{G_s} \right)^{\frac{1}{2}} + 0.048 \left( \frac{h}{a} \right)^2 \left( \frac{E}{G_s} \right) \right). \quad (44)$$

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

#### 2.4.2.2 Métodos baseados num comprimento de fenda equivalente ( $a_{eq}$ )

##### 2.4.2.2.1 Compliance Based Beam Method (CBBM) [53]

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

Tendo por base a Teoria das vigas de Timonchenko, a equação para a flexibilidade entre o ponto de carga e o  $a$  é:

$$C = \frac{7a^3 + (2L)^3}{8E_1bh^3} + \frac{3(a+2L)}{20G_{13}Bh} \quad (45)$$

De modo a estimar o Módulo de elasticidade à flexão  $E_f$ , que irá substituir  $E_1$ , são usados o  $a_0$  e a flexibilidade no momento da criação da fenda na equação:

$$E_f = \left( C_0 - \frac{3(a_0 + 2L)}{20G_{13}Bh} \right) \frac{7a_0^3 + 2L^3}{8Bh^3} \quad (46)$$

A equação (46) pode ser utilizada para obter o  $a_{eq}$  durante a propagação como uma função da flexibilidade ( $a_{eq}=f(C)$ ), que envolve cálculos avançados, sendo a equação resultante:

$$a_{eq} = \left( \frac{1}{6B} \right) * A - \frac{2h}{A}, \quad (47)$$

$A$  é obtido pela seguinte expressão:

$$A = \left( \left( -108C + 12 \sqrt{3 \left( \frac{4h^3 + 27C_3^2B}{B} \right)} \right) B^2 \right)^{\frac{1}{3}} \quad (48)$$

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

$$C_3 = \frac{2l^3}{32E_f B h^3} + \frac{6L}{20G_{13} B h} - C. \quad (49)$$

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

$$G_T = \frac{21P^2 a_{eq}^2}{16E_f B^2 h^3} + \frac{3P^2}{40G_{13} B^2 h}. \quad (50)$$

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

$$G_I = \frac{3P^2 a_{eq}^2}{4E_f B^2 h^3} + \frac{3P^2}{40G_{13} B^2 h} \quad (51)$$

$$G_{II} = \frac{9P^2 a_{eq}^2}{16E_f B^2 h^3} \quad (52)$$

#### 2.4.2.2.2 Método baseado no integral J [75]

O método do integral J foi desenvolvido por Rice [76] em 1968 de modo a caracterizar a concentração de tensões à volta de fendas e entalhes. A equação original para o integral J é:

$$J = \int_C (W_{n_k} - \sigma_{ij} u_{i,k} n_j) ds, \quad (53)$$

em que  $W_{n_k}$  representa a densidade de energia de deformação,  $u_i$  é o vetor de deslocamento,  $n_j$  é o vetor centrífugo do contorno  $C$  e  $\sigma_{ij}$  é o tensor de carga.

Na definição original, foram apresentados cenários em duas dimensões (2D) que incluíam o domínio elástico e o elasto-plástico. Posteriormente, foi aplicado a materiais compósitos ortotrópicos e a situações em três dimensões (3D). Para o uso em 3D foi apresentado o vetor  $J_k$ , definido como:

$$J_k = \int_C (W_{n_k} - \sigma_{ij} u_{i,k} n_j) ds + \int_A (W \delta_{k3} - \sigma_{i3} u_{i,k})_{,3} dA, \quad k = 1, 2 \quad (54)$$

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

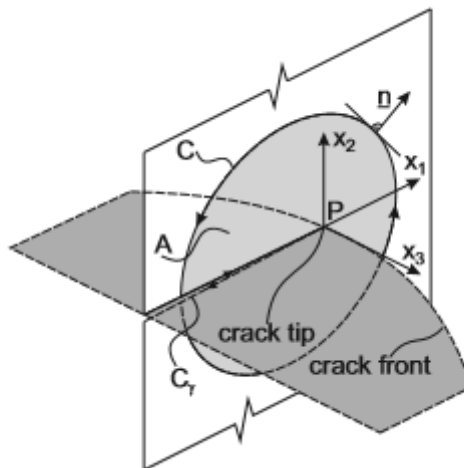


Figura 29- Sistema de referência para o integral J 3D

De acordo com a Figura 29  $n_j$  é o vetor centrífugo do contorno  $C$ ,  $\delta_{ij}$  é o tensor Kronecker,  $\sigma_{ij}$  é o tensor de carga ( $\delta_{ij} n_j$  é o vetor de tração), tal como anteriormente referido,  $u_i$  é o vetor de deslocamento, e  $A$  é a área delimitada pelo contorno  $C$ . O contorno  $C$  contém a ponta da fenda e a sua integração é realizada na direção contrária ao sentido dos

ponteiros do relógio (ver Figura 29). Sob condições estáticas, o integral  $J$  é equivalente à taxa de libertação de energia,  $G$ .

O modelo original de fratura frágil de Griffith aplica a seguinte relação para determinar a  $G$ .

$$G = \frac{\partial U}{\partial A} - \frac{\partial W_f}{\partial A} \quad (55)$$

Esta relação é útil se existir dependência entre a energia libertada ( $U$ ) as forças externas ( $W_f$ ), dependentes do  $a$  ( $dA=bd a$ , onde  $b$  é a largura).

No entanto, nas situações em que seja difícil determinar as relações anteriores com o comprimento de fenda, o método do integral  $J$  é muito efetivo. A  $G$  pode ser obtida usando o campo teórico, isto é, os estados de tensão podem ser calculados analiticamente e numericamente.

Para o ensaio SLB, que promove a propagação de dano em modo misto, o braço inferior do provete não é carregado, como indicado na Figura 30.

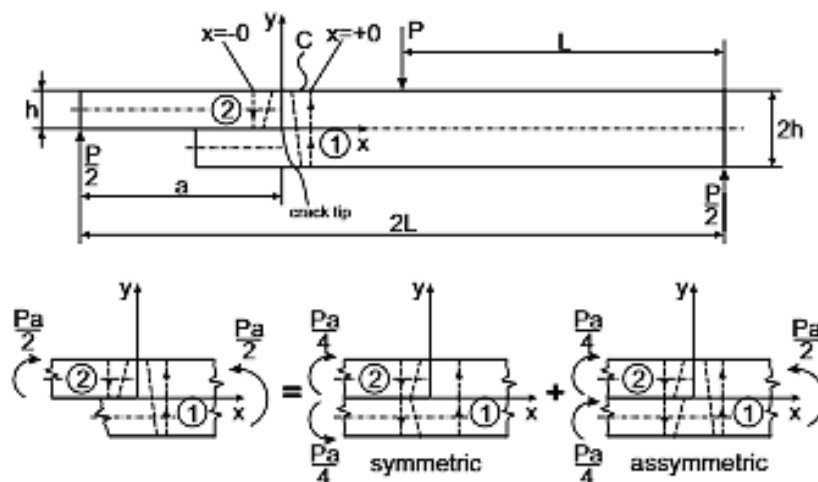


Figura 30- Decomposição dos esforços no ensaio SLB

Deste modo é razoável calcular  $G_I$  e  $G_{II}$  separadamente. O método de decomposição de modos foi proposto por Shivakumar e Raju [77] e é baseado na separação dos componentes de deslocamentos e tensores em partes simétricas e assimétricas. Mais tarde foi mostrado por Rigby e Aliabadi [78] que a decomposição de tensor era parcialmente incorreta e o método foi revisto, sendo aplicado mais tarde por numerosos autores.

O tensor de carga pode ser decomposto pela sobreposição de um ensaio DCB carregado por um momento de flexão  $Pa/2$  e pelo ensaio ENF [75]. Desse modo, para este ensaio,

o método de Shivakumar e Raju [77] é equivalente ao método global de Williams [79], pelo que as  $G$  são obtidas pelas seguintes equações:

$$J_I = \frac{12P^2a^2}{16b^2h^3E} \quad (56)$$

$$J_{II} = \frac{9P^2a^2}{16b^2h^3E} \quad (57)$$

$$J_{I/II} = \frac{21P^2a^2}{16b^2h^3E} \quad (58)$$

## 2.5 Modelação numérica de ensaios de fratura

Desde que Volkersen [28] criou o primeiro modelo para analisar juntas adesivas, a análise de juntas adesivas tem ficado cada vez mais complexa e, por tanto, houve a necessidade de recorrer a avançados métodos numéricos como o Método de Elementos Finitos (MEF), para comparar os resultados obtidos experimentalmente. Um dos primeiros a usar este tipo de abordagem foi Adams e Peppiatt [80]

### 2.5.1 Ensaios de modo-puro

Vários autores abordam a determinação da energia crítica de fratura em juntas coladas em modo puro I. Recentemente os Modelos de Dano Coesivo (MDC) têm sido usados para simular dano e propagação do mesmo, para uma melhor previsão do comportamento de juntas adesivas à fratura. Blackman et al. [81] usaram os MDC num ensaio ADCB e num ensaio de arrancamento sob o modo I, com dois parâmetros,  $G_C$  e tensão máxima ( $\sigma_{m\acute{a}x}$ ), para estudar a fratura em juntas adesivas. Foi utilizada uma lei de tração-separação polinomial e foi dada especial atenção ao significado físico de  $\sigma_{m\acute{a}x}$ . Foi concluído que a conformidade e o valor de  $G_C$  do provete dependem do valor de  $\sigma_{m\acute{a}x}$  até este atingir um valor relativamente elevado, altura a partir da qual a dependência diminui significativamente [67].

Campilho [82] aplicou uma lei coesiva ao corte através de ensaios ENF (abordagem contínua) utilizando um adesivo epóxico dúctil com de  $t_A=0,2$  mm. Apesar das dificuldades de medição da fenda devido à sua propagação sem abertura, foi possível retirar a correlação entre a curva  $P-\delta$  e tempo decorrido desde o início do teste o que tornou possível a estimacão de  $G_{IC}$ . O valor de  $G_{IC}$  foi estimado por três métodos: *Compliance Calibration Method* (CCM), *Corrected Beam Theory* (CBT) e CBBM. Este método necessitou da medição do  $a$ , uma vez que este método calcula  $G_{IC}$  apenas através dos resultados experimentais [82].

A aplicação dos resultado dos três métodos para cinco provetes testados mostrou resultados similares entre o CCM e o CBBM, e valores inferiores usando o CBT. A análise pelo MEF representou fielmente a geometria de cada provete e o comprimento de  $a_0$ . Foi aplicada uma formulação de lei de dano coesivo trapezoidal baseada numa aproximação contínua [83] acoplada ao *Abaqus*<sup>®</sup>, para ter em conta a ductilidade do adesivo. Apesar disso, em termos de modelação espacial, os elementos coesivos tinham espessura zero.

Os valores de  $G_{IC}$  obtidos com o método CBBM foram usados como valores de entrada nos modelos MEF. Os restantes parâmetros coesivos ( $t_s^0$  e  $\delta_s^s$ ) foram estimados ajustando as curvas  $P$ - $\delta$  experimentais e numéricas de cada provete. A Figura 31 mostra o resultado de processo de ajuste para um provete.

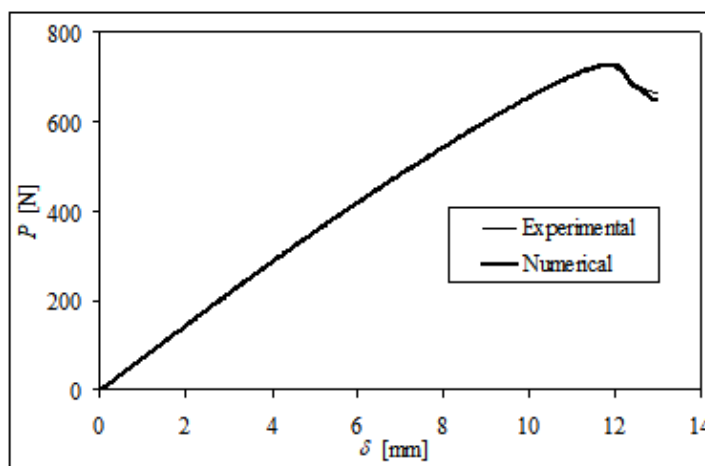


Figura 31 - Comparação das curvas  $P$ - $\delta$  experimental e MEF de um provete testado [82].

### 2.5.2 Ensaios de modo-misto

Lee et al. [84] propuseram um procedimento sistemático para estimar os parâmetros do MDC de uma ligação adesiva, utilizando o ensaio SLB em modo misto, com tração e corte como principais modos. Foram testados provetes SLB com substratos curados em simultâneo (substrato superior em compósito reforçado com fibras de carbono e substrato inferior em aço) com diferentes rácios de modo misto, uma vez que este rácio pode ser alterado pela forma geométrica dos provetes para a validação dos dados em condições de tensão e corte puros. A medição de  $G_{IC}$  realizada a partir dos dados obtidos no ensaio e o rácio de modo misto foram definidos recorrendo à teoria de vigas. A extrapolação dos dados medidos para os modos de tração e corte puros permitiu a definição de  $G_{IC}$  e  $G_{IIC}$ , como demonstrado na Figura 32.

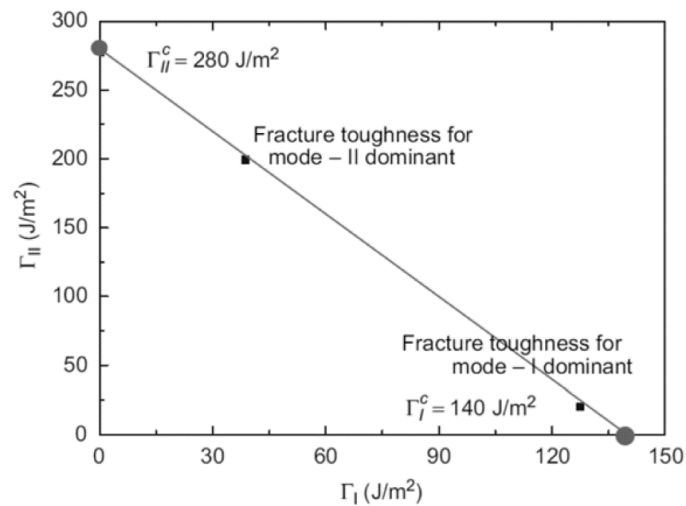


Figura 32 - Extrapolação linear de  $G_{IC}$  e  $G_{IIC}$  de ensaio em modo misto [84].

Li et al. [85] modelaram um modelo numérico para caracterizar a fratura em modo misto a fim de estudar o comportamento de uma junta adesiva onde os substratos são de matriz de polipropileno. Para estabilizar a propagação da fenda interfacial foi adicionado duas partes de alumínio, como demonstrado na mostra a Figura 33, formando uma estrutura *sandwich*, foi utilizado o método de ensaio *Single Lap Shear* (SLS).

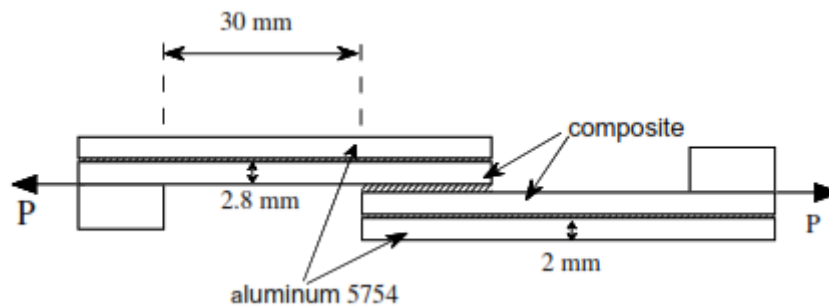


Figura 33 - Geometria da estrutura *sandwich* usada em SLS para investigar propriedades em modo misto do adesivo-compósito [85]

Foram realizadas simulações numéricas usando o método das interfaces coesivas, que mostraram uma propagação de fenda estável em aproximadamente 8 mm, até ocorrer uma rotura instável. A propagação da falha foi acompanhada por deformação do alumínio ao nível macroscópico. O esforço máximo por unidade de área compreendeu-se entre  $400\text{-}570\text{ N mm}^{-1}$  com 40 mm de sobreposição da junta e  $510\text{-}710\text{ N mm}^{-1}$  com 50 mm de sobreposição de junta.

Foi feito um ensaio experimental, para comparar resultados, obtendo-se os gráficos apresentados na Figura 34.

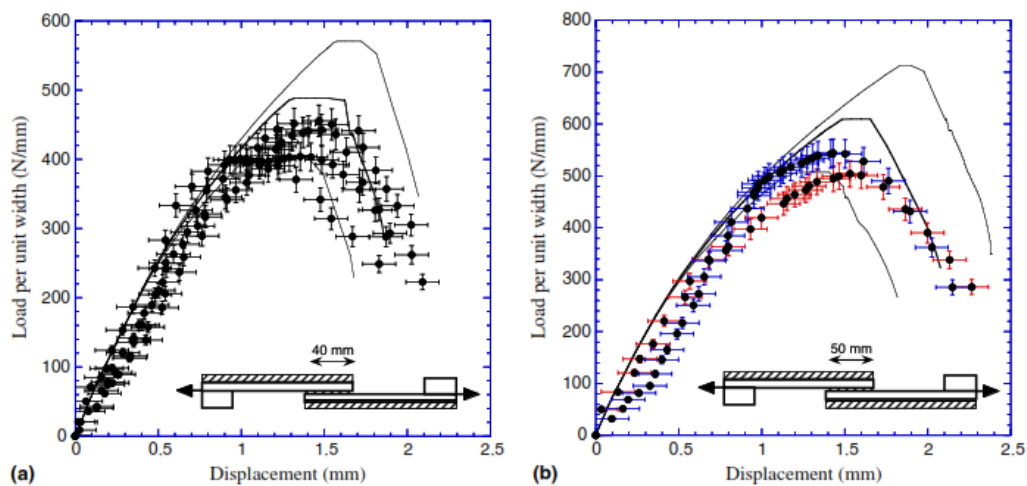


Figura 34 - Comparação entre as previsões numéricas para as curvas carga-deslocamento e as curvas observadas experimentalmente para os provetes de SLS, com um comprimento de sobreposição de (a)  $40 \pm 2$  mm, e (b)  $50 \pm 2$  mm. Os pontos indicam dados experimentais. As linhas sólidas são previsões numéricas mostrando os limites superior e inferior com base nos parâmetros de coesivos [85].

No capítulo seguinte será apresentado o estudo numérico aplicado a provetes SLB de modo a prever o efeito de  $t_A$  nos parâmetros coesivos  $G_{IC}$ ,  $G_{IIC}$ , resistência coesiva à tração ( $t_n^0$ ) e resistência coesiva ao corte ( $t_s^0$ ).

**DESENVOLVIMENTO**



### 3 DESENVOLVIMENTO

#### 3.1 Trabalho experimental

Sendo o objetivo desta dissertação o estudo numérico do efeito de  $t_A$  em provetes SLB, este trabalho representa a continuação de um trabalho anterior [86] onde foi realizado o trabalho experimental. Portanto, neste capítulo apresenta-se a descrição dos materiais usados, fases do trabalho experimental e resultados.

##### 3.1.1 Geometria dos provetes SLB

O material escolhido para o fabrico dos provetes foi o compósito reforçado com fibra de carbono, em detrimento de outros materiais, como por exemplo o alumínio. Este material foi escolhido de modo a que os substratos não sofram qualquer tipo de deformação plástica durante os ensaios, o que iria afetar os resultados obtidos e invalidar os valores de  $G_I / G_{II}$  obtidos para o adesivo. Na Figura 35 está representada a geometria do provete SLB.

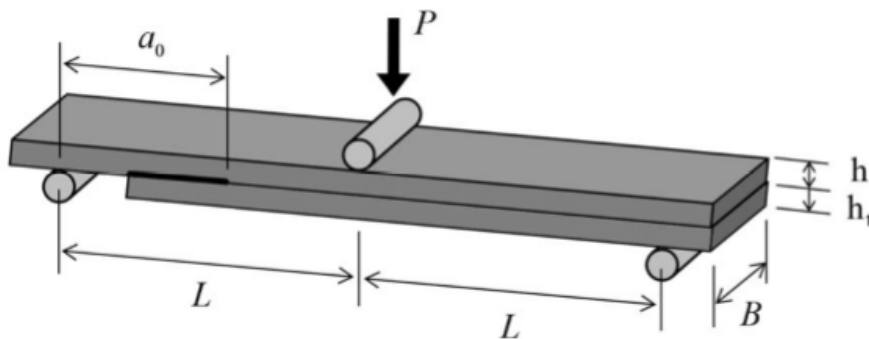


Figura 35 - Geometria do provete SLB [86]

A distância entre apoios foi de 250 mm,  $L$  é metade dessa distância, os substratos superiores foram construídos com um comprimento total de 280 mm e os substratos inferior com um comprimento total de 200 mm,  $B$  de ambos os substratos foi de 15 mm. Tendo em consideração que deve haver uma relação entre  $a_0$  e  $L$  de aproximadamente 70/100, e tendo em conta as limitações dimensionais de fabrico do molde, as restantes dimensões foram as indicadas na Tabela 3.

Tabela 3 - Dimensões dos provetes SLB [86].

Geometria do provete	Dimensões
$L$ [mm]	125
$a_0$ [mm]	$\approx 70^*$
$h$ [mm]	3
$h_{t1}^{**}$ [mm]	6,1
$h_{t2}^{**}$ [mm]	6,2
$h_{t3}^{**}$ [mm]	6,5
$h_{t4}^{**}$ [mm]	7
$h_{t5}^{**}$ [mm]	8
*do apoio até ao início da fenda	
**O valor de $h_t$ será variável devido às diferentes $t_A$ a testar.	

### 3.1.2 Materiais constituintes da junta

#### 3.1.2.1 Substratos

Os provetes utilizados no ensaio consistiram em placas unidireccionais de pré-impregnado de CFRP (SEAL® Texipreg HS 160 RM). As camadas usadas para fabricar as placas foram cortadas à mão a partir de um rolo. Após empilhamento manual, as placas foram curadas numa prensa de pratos quentes. As placas laminadas foram produzidas através do empilhamento unidirecional (obtendo-se melhores propriedades na direcção de carregamento) num total de 20 camadas de carbono/epóxi pré-impregnadas, o que perfaz uma espessura total de 3 mm.

As propriedades mecânicas do substrato com fibras de carbono pré-impregnado, que foram previamente determinadas no trabalho de Campilho et al. [63, 87] são apresentadas na Tabela 4.

Tabela 4 - Propriedades elásticas do compósito reforçado a fibras de carbono, com alinhamento unidirecional [63, 87].

Módulo de Young ( $E$ )	Coefficiente de Poisson ( $\nu$ )	Módulo de corte ( $G$ )
$E_{11}=1,09E+05$ MPa	$\nu_{12}=0,342$	$G_{12}=4315$ MPa
$E_{22}=8819$ MPa	$\nu_{13}=0,342$	$G_{13}=4315$ MPa
$E_{33}=8819$ MPa	$\nu_{23}=0,342$	$G_{23}=3200$ MPa

### 3.1.2.2 Adesivo

O adesivo utilizado para a realização do trabalho experimental foi o Sikaforce® 7752. Este produto é um bicomponente (resina e endurecedor), sendo a sua formulação base um poliuretano. A sua aplicação é acessível, sem necessidade de recorrer a equipamentos especializados. A sua viscosidade é baixa, o que permite aplicação direta nos provetes. Ao ser composto por dois componentes, este adesivo cura independentemente da humidade, pelo que se torna possível variar a sua espessura, e compensar eventuais irregularidades na superfície. A superfície do adesivo deverá ser o mais lisa possível.

O Sikaforce® 7752 L60 (Figura 36) é um adesivo estrutural que tem por base um poliuretano tixotrópico (não escorre na vertical) bicomponente, em que o componente A é formado por cargas de polioli, e o componente B (Sikaforce® 7752 B) é o endurecedor de base isocianato, com baixa emissão de gases voláteis.



Figura 36 - Adesivo Sikaforce®7752 L60 [86].

O adesivo cura à temperatura ambiente, apresenta boa resistência ao envelhecimento e à exposição química, e oferece uma boa resistência ao impacto e a elevadas temperaturas. O ligante é bastante flexível a baixas temperaturas e pode ser aplicado em metais, cerâmicos, madeiras e derivados de madeiras [63].

Na Tabela 5 apresentam-se as propriedades mecânicas e de fratura do adesivo Sikaforce® 7752, que foram obtidas em trabalhos anteriores.

Tabela 5 - Propriedades do adesivo Sikaforce®7752 [88].

Propriedades	Sikaforce® 7752
Módulo de Young, $E$ [GPa]	$0,49 \pm 0,09$
Coefficiente de Poisson, $\nu$	$0,30^*$
Tensão de cedência à tração, $\sigma_y$ [MPa]	$3,24 \pm 0,48$
Tensão de rotura à tração, $\sigma_f$ [MPa]	$11,48 \pm 0,25$
Deformação de rotura à tração, $\epsilon_f$ [%]	$19,18 \pm 1,40$
Módulo de elasticidade transversal, $G$ [GPa]	$0,19 \pm 0,01$
Tensão de cedência ao corte, $\tau_y$ [MPa]	$5,16 \pm 1,14$
Tensão de rotura ao corte, $\tau_f$ [MPa]	$10,17 \pm 0,64$
Deformação de rotura ao corte, $\gamma_f$ [%]	$54,82 \pm 6,38$
Tenacidade à tração, $G_{IC}$ [N/mm]	$2,36 \pm 0,17$
Tenacidade ao corte, $G_{IIC}$ [N/mm]	$5,41 \pm 0,47$

\*Valor do fabricante

### 3.1.3 Fabrico e ensaio dos provetes SLB

O processo de fabrico dos substratos de CFRP consistiu no corte de um rolo de pré-impregnado de CFRP em tiras de  $300 \times 300 \text{ mm}^2$ , usando uma lâmina de corte. De seguida foi retirada a camada protetora de Teflon®, e procedeu-se ao empilhamento manual de uma camada pré-impregnada de CFRP sobre outra até que a espessura desejada fosse atingida.

A preparação do molde de alumínio realizou-se através do despolimento e limpeza da superfície com acetona. De seguida aplicou-se desmoldante de forma a proporcionar uma fácil remoção da placa compósita após cura. Foi utilizada uma prensa de pratos quentes para o efeito (Figura 37).



Figura 37 - Prensa de pratos aquecidos [86].

Uma vez na prensa, cada placa foi sujeita a um ciclo térmico que inclui 3 estágios distintos. Este ciclo é representado pela Figura 38.

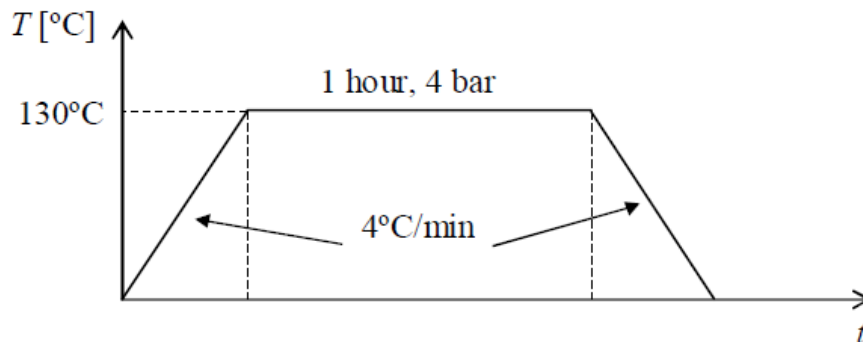


Figura 38 - Ciclo térmico das placas na prensa [86].

O ciclo de cura foi de 1 hora e 30 minutos a uma temperatura de 130°C. Terminado o ciclo de cura, as placas de CFRP foram retiradas da prensa, e de seguida cortadas em tiras com uma serra com disco de diamante. O acabamento foi realizado através de uma lixa de 120-grit, para tornar a superfície mais uniforme e livre de contaminantes.

Depois do corte das placas finalizado, os substratos foram secos e de seguida procedeu-se à preparação superficial dos substratos para a próxima fase. Aplicou-se uma lixagem superficial com uma lixa de granulometria 80, com o objetivo retirar o desmoldante e outras sujidades que possam ter ficado na superfície, e assim proporcionar uma boa aderência do adesivo à superfície. Após a lixagem, as superfícies foram bem limpas com acetona de modo a eliminar a presença de agentes externos na ligação [63].

Foram preparados espaçadores com várias espessuras 0,1; 0,2; 0,5; 1; 2 mm, que foram os responsáveis por garantir a  $t_A$  pretendida. Em cada provete foram colados dois espaçadores, como mostra a Figura 39.

Na parte do provete onde o substrato inferior é mais curto, foi criada uma pré-fenda por onde a fenda se propagou durante o ensaio, através da utilização de uma lâmina no centro do respetivo espaçador.

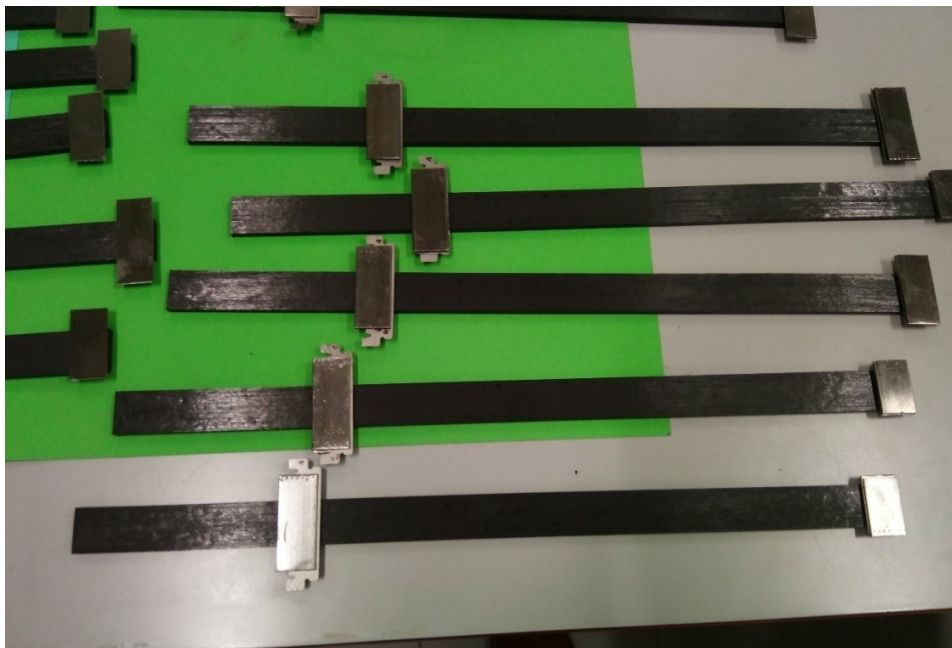


Figura 39 - Provete de compósito com os espaçadores metálicos colados [86].

Para a preparação dos espaçadores, foi utilizada uma lâmina de 0,1 mm colada entre dois espaçadores de aço com espessura variável, para obter o valor desejado de  $t_A$ . As lâminas foram limpas com acetona, de foram a retirar a sujidade da sua superfície, antes de serem coladas ao alumínio, com supercola, de forma a conseguir as várias espessuras. De seguida, o conjunto foi aquecido num forno elétrico de modo a elevar a sua temperatura para ser aplicado o desmoldante (esta elevação de temperatura facilita o processo de deposição do desmoldante). O desmoldante foi aplicado três vezes sobre cada superfície do espaçador com o cuidado de deixar que cada aplicação seque antes da seguinte [63].

Finalizada a preparação dos substratos e dos espaçadores, foi possível prosseguir para a colagem dos provetes. Para tal, foram utilizados grampos para pressionar os aderentes e conseguir a espessura pretendida. Na superfície onde foram posicionados os provetes. Foi utilizada uma película de Teflon® para prevenir que, em caso de vazamento do adesivo os provetes não ficassem colados à base. De seguida, foi aplicado o adesivo na área de contacto pretendida e posicionado o substrato menor, sendo posteriormente

aplicada alguma pressão manual de modo a escoar o excesso de adesivo e assegurar o contacto entre os espaçadores e o substrato.

A colagem dos substratos terminou quando foram colocados grampos a exercer pressão na zona onde se situam os espaçadores. Os grampos foram deixados durante a cura do adesivo de modo a assegurar um correto posicionamento entre os substratos e garantir a espessura desejada (Figura 40).



Figura 40 – Fixação dos dois substratos do provete, com grampos para assegurar a espessura final desejada [86].

Após a colagem, os provetes permaneceram em repouso durante aproximadamente sete dias, antes de iniciar a fase seguinte. Finalizado o tempo de repouso, foram removidos os espaçadores recorrendo a um alicate, e de seguida removeu-se o excesso de adesivo. Para um acabamento mais preciso na remoção dos excessos de adesivo, foi utilizada uma mó com rugosidade reduzida de modo a desbastar mais excesso de adesivo sem danificar o provete. No final os provetes ficaram como se apresenta na Figura 41.



Figura 41 - Provete após o processo de acabamento [86].

Numa fase posterior, após a remoção dos excessos de adesivo, os provetes foram limpos com acetona. Foram produzidos 25 provetes, sendo 5 provetes para cada espessura (0,1, 0,2, 0,5, 1 e 2 mm). Na Tabela 6 estão apresentados os valores de  $\alpha_0$  para os vários provetes produzidos.

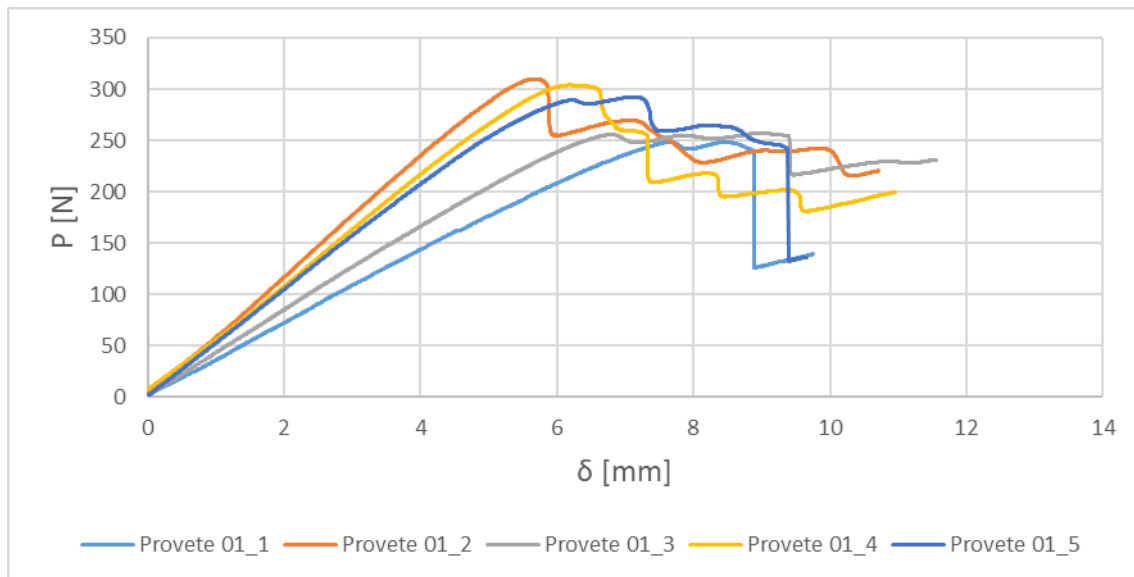
Tabela 6 - Valores de  $a_0$  [mm] dos vários provetes [86].

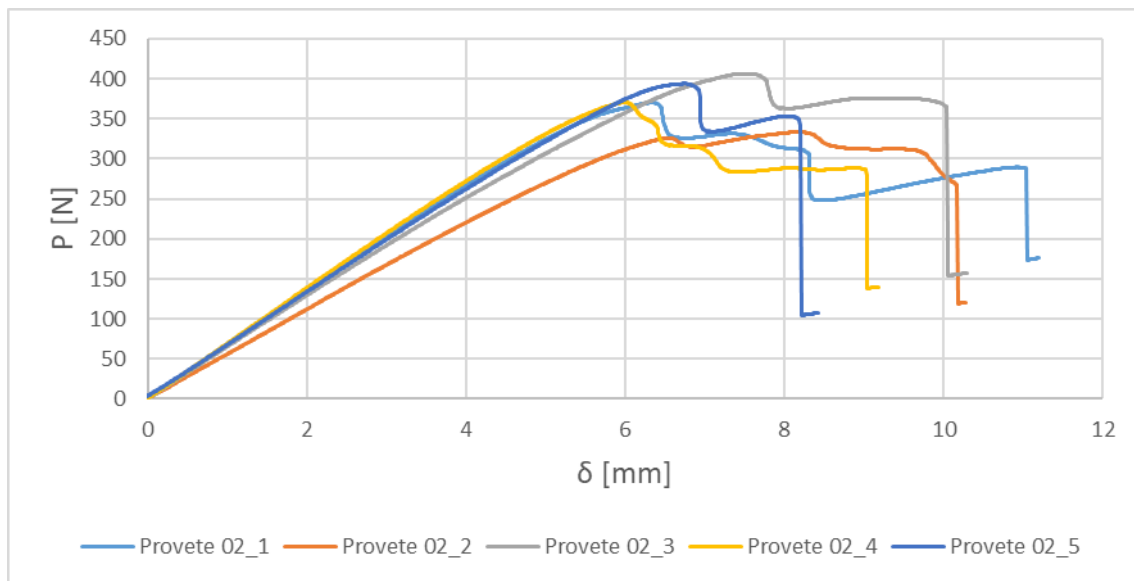
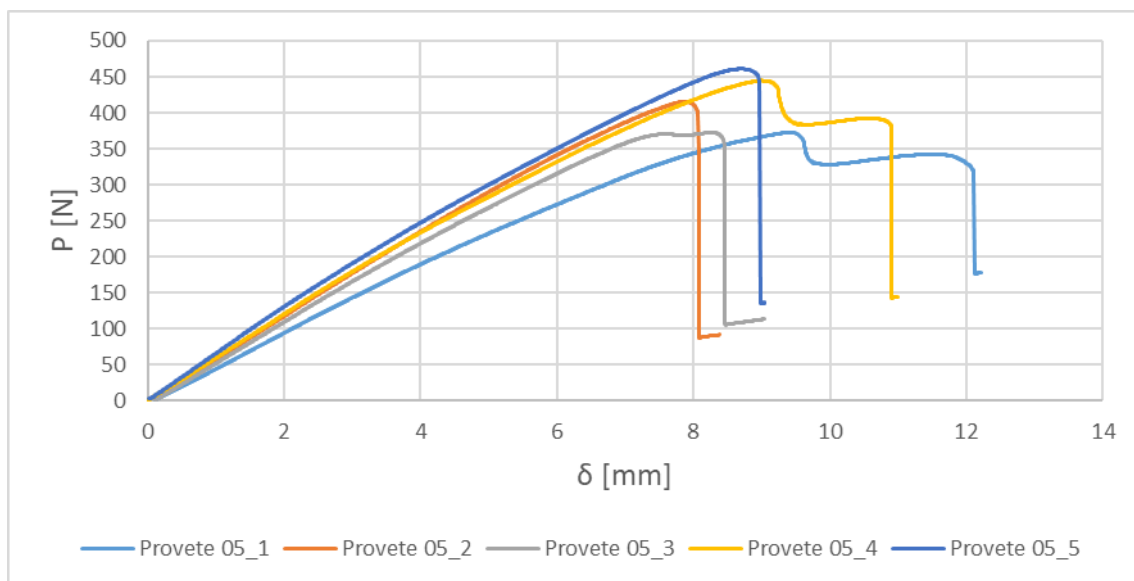
Provete	$t_A$				
	0,1 mm	0,2 mm	0,5 mm	1,0 mm	2,0 mm
1	91,87	67,68	79,69	78,90	79,81
2	69,67	72,24	68,59	80,50	65,16
3	83,85	68,98	67,16	77,14	80,06
4	68,29	68,37	69,89	80,18	86,40
5	70,16	67,72	79,89	79,71	75,06

### 3.1.4 Resultados obtidos

#### 3.1.4.1 Curvas $P$ - $\delta$ e curvas $R$

Obtiveram-se as curvas  $P$ - $\delta$  para os 5 provetes de cada  $t_A$ , representadas da Figura 42 à Figura 46. Existiu a necessidade de não se considerar o provete 5 para a  $t_A$  de 1 mm e o provete 3 para a  $t_A$  de 2 mm. A anulação desses provetes para a análise dos resultados deveu-se à dispersão destes ensaios em relação aos outros provetes, que por sua vez representam uma repetibilidade reduzida.

Figura 42 - Curvas  $P$ - $\delta$  dos provetes com  $t_A$  de 0,1 mm [86].

Figura 43 - Curvas  $P$ - $\delta$  dos provetes com  $t_A$  de 0,2 mm [86].Figura 44 - Curvas  $P$ - $\delta$  dos provetes com  $t_A$  de 0,5 mm [86].

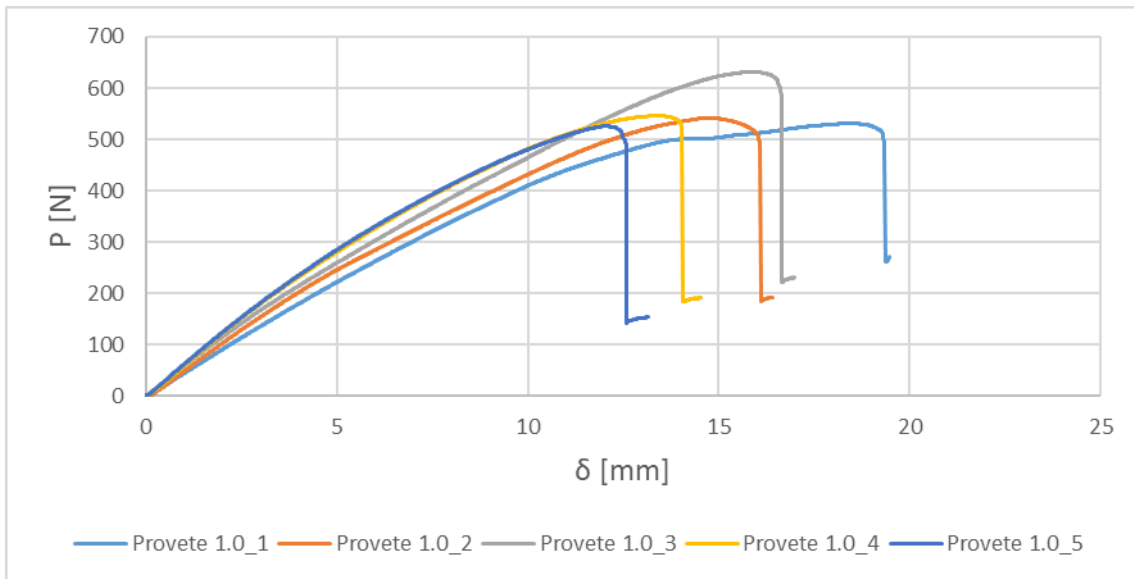


Figura 45 - Curvas  $P$ - $\delta$  dos provetes com  $t_A$  de 1,0 mm [86].

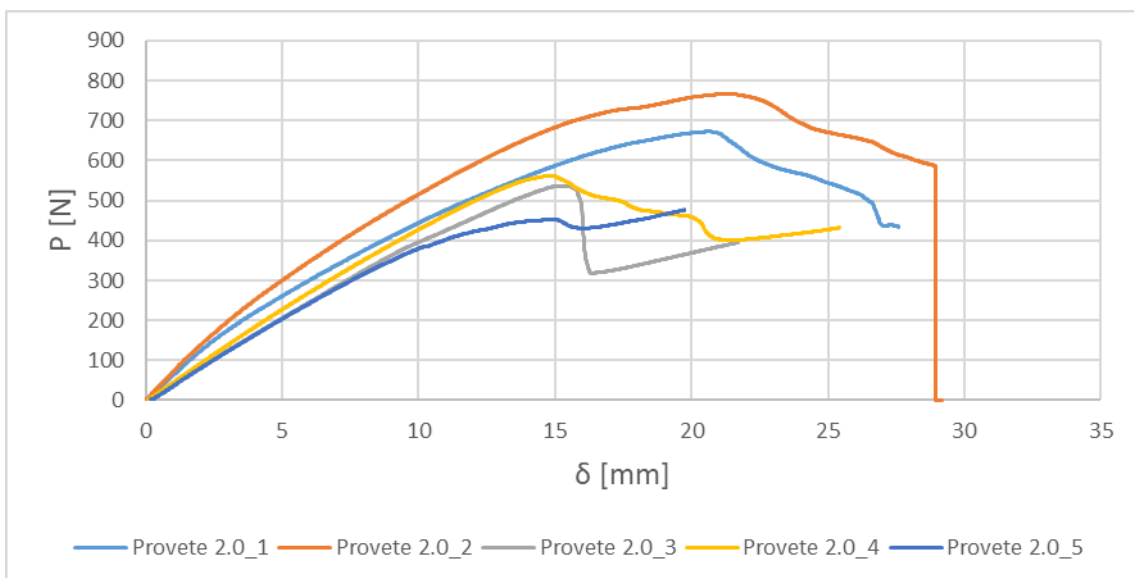


Figura 46 - Curvas  $P$ - $\delta$  dos provetes com  $t_A$  de 2,0 mm [86].

Analisando o declive das curvas  $P$ - $\delta$  até ao ponto de carga máxima ( $P_{m\acute{a}x}$ ), pode-se concluir, do modelo obtido, que os provetes apresentam uma rigidez semelhante. O comportamento durante a propagação da fenda esteve também consistente com os provetes de ensaios similares anteriores de Santos e Campilho [89].

É possível verificar que a  $P_{m\acute{a}x}$  e deslocamento de carga máxima vão aumentando significativamente, com o aumento de  $t_A$ . Com a  $t_A$  de 0,1 mm tem-se um valor médio de  $P_{m\acute{a}x}$  de 282 N. Comparando com  $t_A$  de 2 mm obtêm-se um valor médio de  $P_{m\acute{a}x}$  de 602 N. Pode-se concluir que as cargas necessárias para efetuar os ensaios com

diferentes  $t_A$  de adesivo não são lineares, existindo sempre fatores como defeitos na junta/fabrico que podem afetar estes valores.

Observa-se ainda que, após a rutura, os adesivos apresentaram comportamentos idênticos, dado que em todos os provetes se registou uma diminuição brusca da força. As curvas revelam ainda uma consistência entre os provetes de cada  $t_A$  considerando a rigidez na fase elástica das curvas,  $P_{máx}$  e deslocamento de rutura. Os dados recolhidos foram trabalhados e foi possível obter as curvas-R pelos cinco métodos que requerem a monitorização do comprimento de fenda, e pelo método baseado num  $a_{eq}$  (CBBM), para os vários provetes testados, a fim de se obter os valores de  $G_I$  e  $G_{II}$ .

Da Figura 47 à Figura 51 estão representadas as curvas-R para  $G_I$ , um provete por cada  $t_A$  de adesivo.

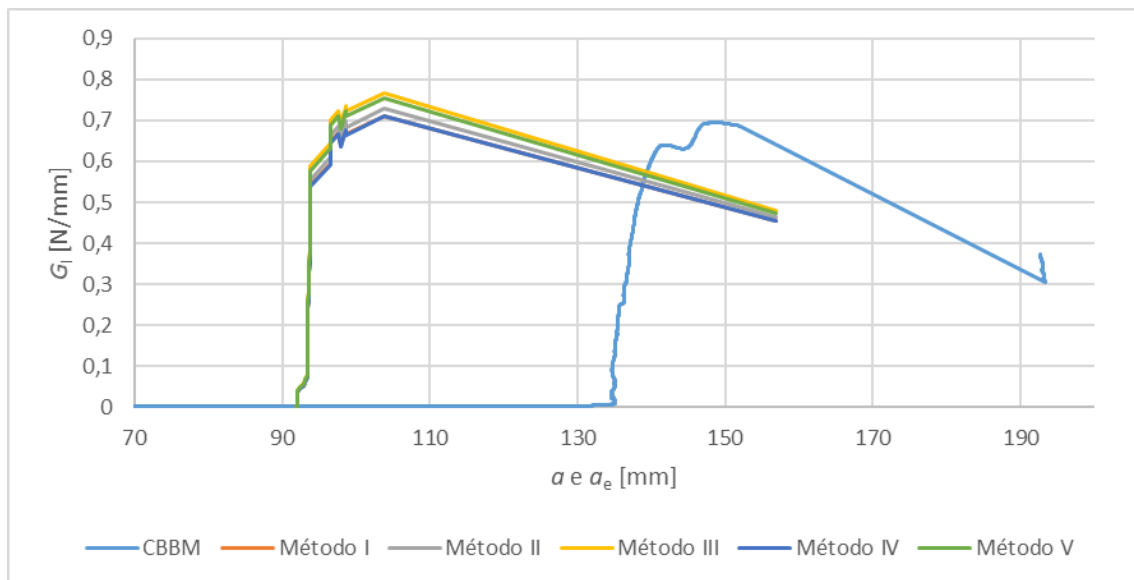
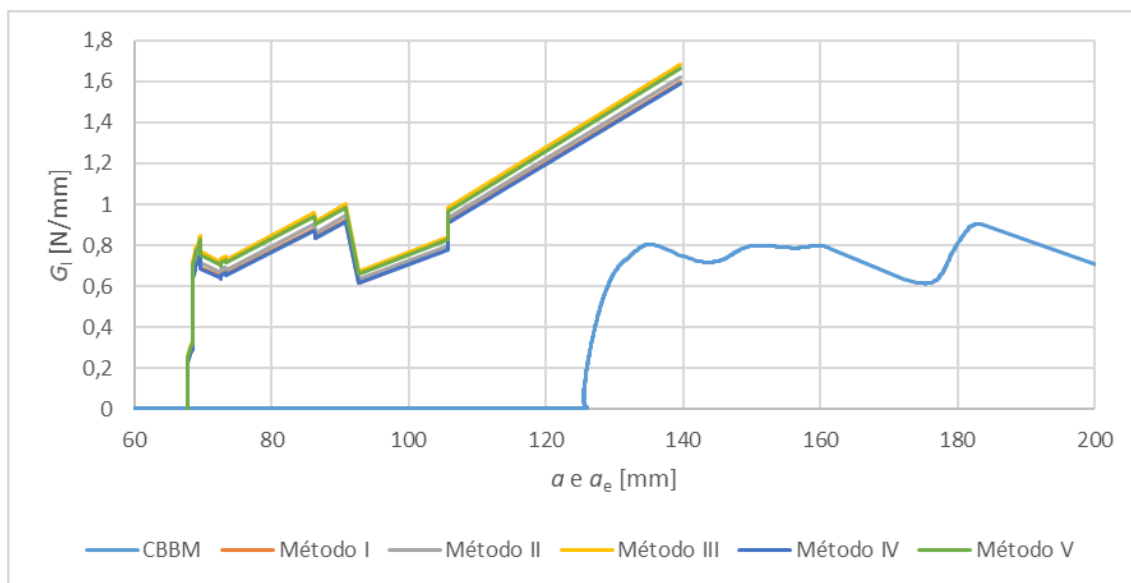
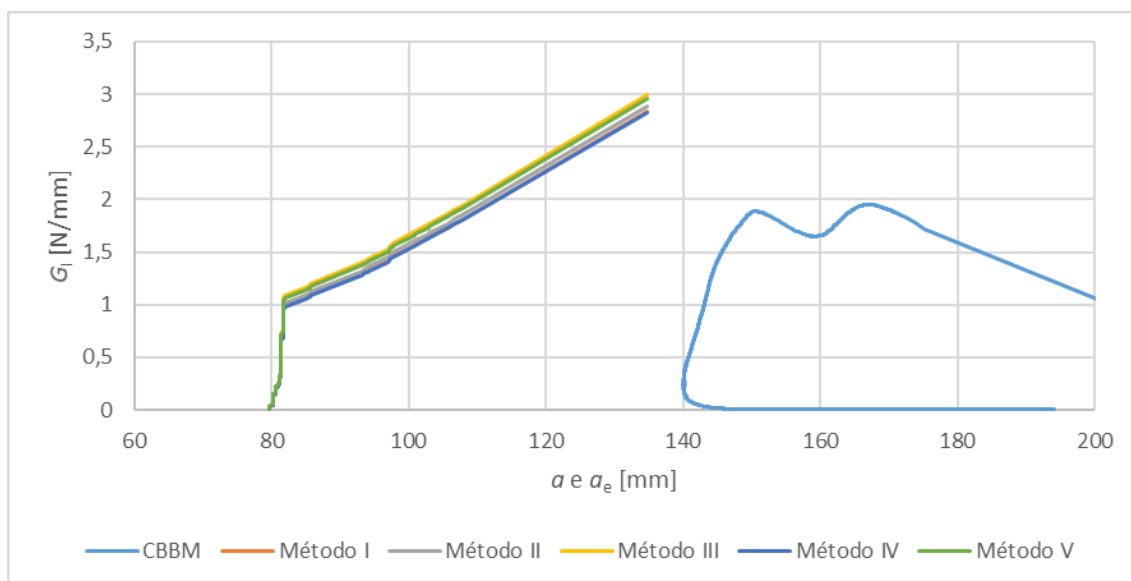


Figura 47 - Curvas-R, para o provete 1 com  $t_A$  de 0,1 mm [86].

Figura 48 - Curvas-R, para o provete 1 com  $t_A$  de 0,2 mm [86].Figura 49 - Curvas-R, para o provete 1 de  $t_A$  com 0,5 mm [86].

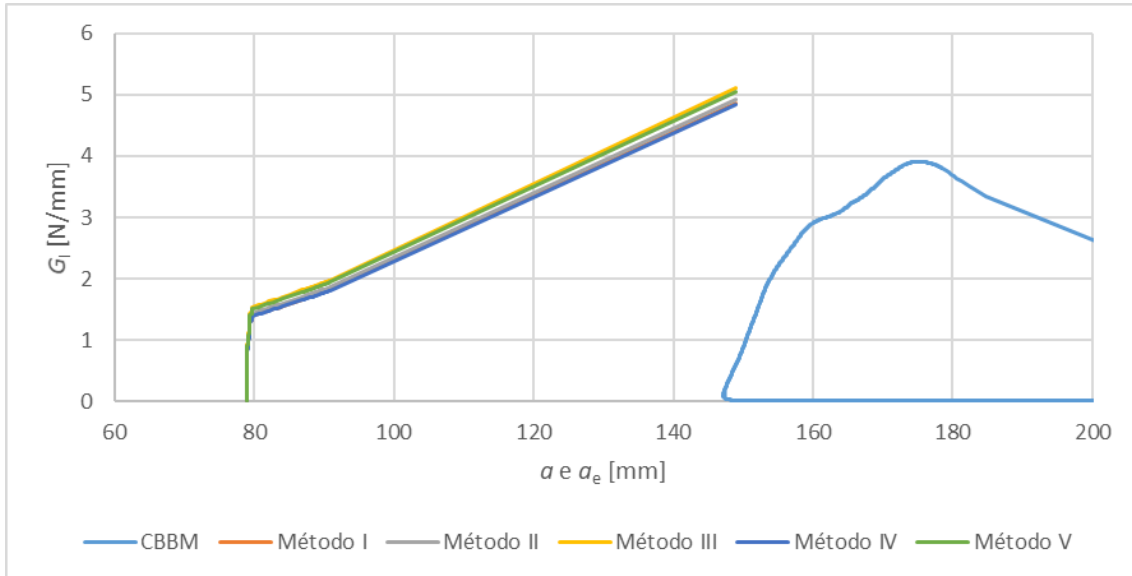


Figura 50 - Curvas-R, para o provete 1 de t<sub>A</sub> com 1,0 mm [86].

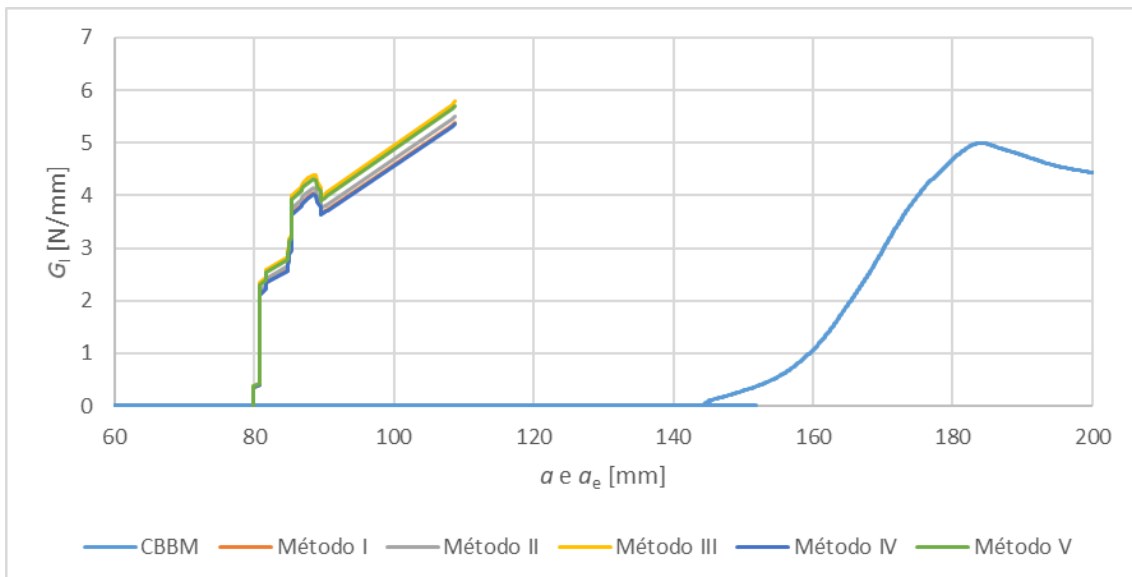


Figura 51 - Curvas-R, para o provete 1 de t<sub>A</sub> com 2,0 mm [86].

É possível verificar que as curvas obtidas recorrendo ao método CBBM estão sempre deslocadas para a direita. Isto deve-se ao facto de que este método considera  $a_{eq}$  ao invés do valor de  $a$  medido. O  $a_{eq}$  considera a região que entra no regime plástico na propagação da fenda, o valor obtido ultrapassou 125 mm, que é superior a meio-vão do provete, o que revela tenacidade do adesivo. Verifica-se ainda que os valores de  $G_I$  apresentam geralmente um patamar em função de  $a$ , à exceção de  $t_A=0,1$  mm, que tem um pequeno patamar de crescimento e depois decresce. Estes crescimentos observam-se para o intervalo  $65 \leq a \leq 145$  mm. No sentido de estimar  $G_I$  e  $G_{II}$  para cada  $t_A$  e modelo, apenas foi considerada a zona constante de propagação. É ainda do conhecimento geral que, quando a zona de processo de fratura (ZPF) do adesivo alcança o punção de

carregamento, os valores de resistência aumentam artificialmente devido à compressão aplicada no provete [90]. As curvas do adesivo Sikaforce® 7752 tiveram uma tendência de aumento à medida que o valor de  $a$  aumenta, devido às elevadas dimensões da ZPF.

As curvas-R referentes a  $G_{II}$  mostram que a curva com os valores de  $G_{II}$  calculados pelo método 4 apresenta valores superiores em relação aos outros métodos, para todos os valores de  $t_A$ . Relativamente aos outros métodos, como se pode observar da Figura 52 à Figura 56, estes apresentam resultados bastante próximos. É também visível nas curvas-R que a fenda cresce até à fratura em todos os métodos considerados.

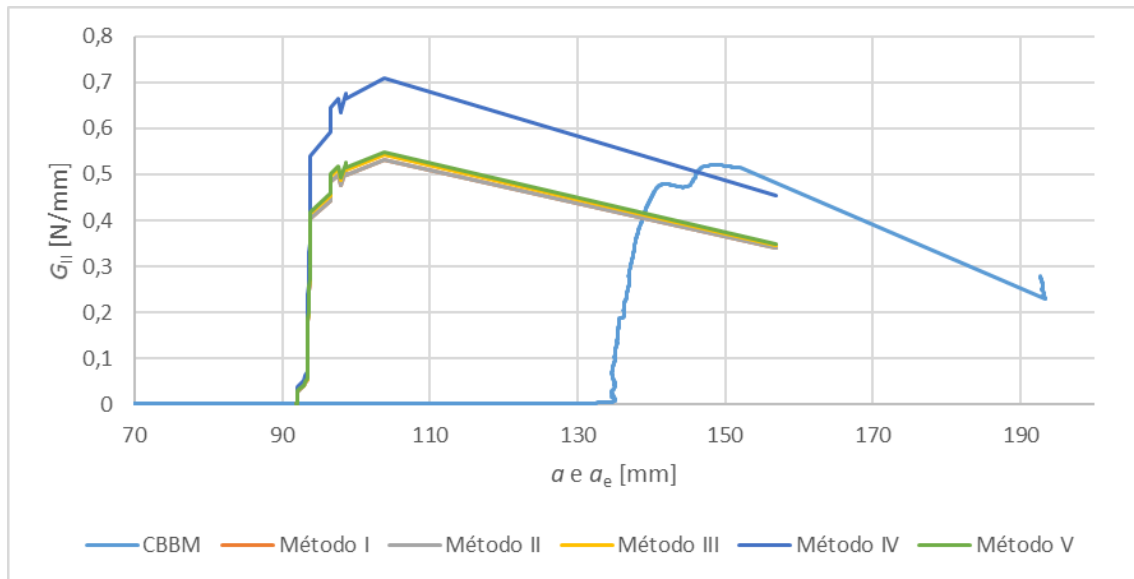


Figura 52 - Curvas-R, para o provete 1 com  $t_A$  de 0,1 mm [86].

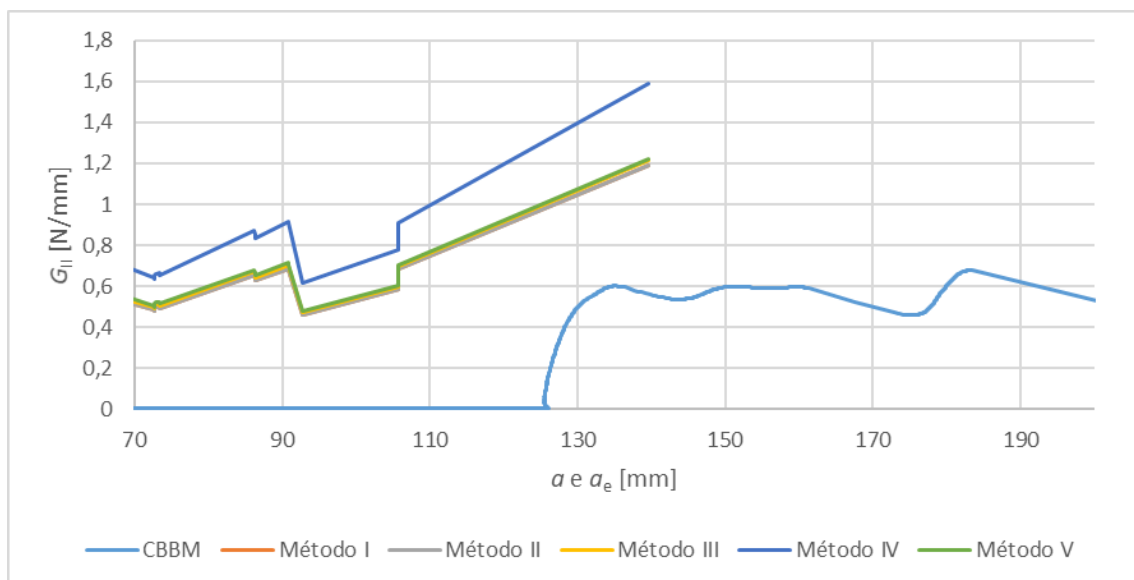


Figura 53 - Curvas-R, para o provete 1 com  $t_A$  de 0,2 mm [86].

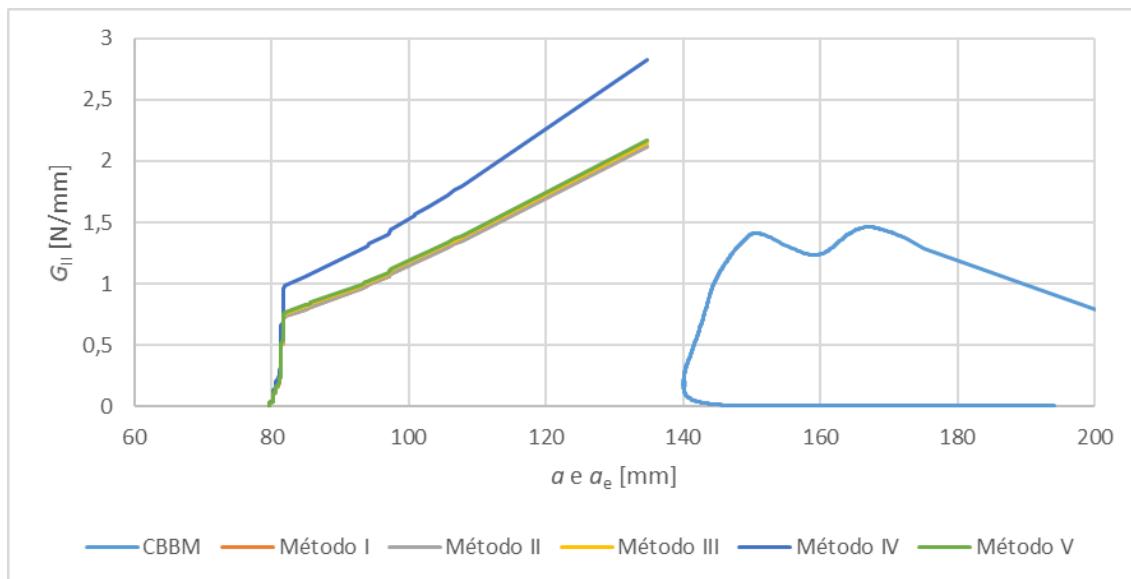


Figura 54 - Curvas-R, para o provete 1 com  $t_A$  de 0,5 mm [86].

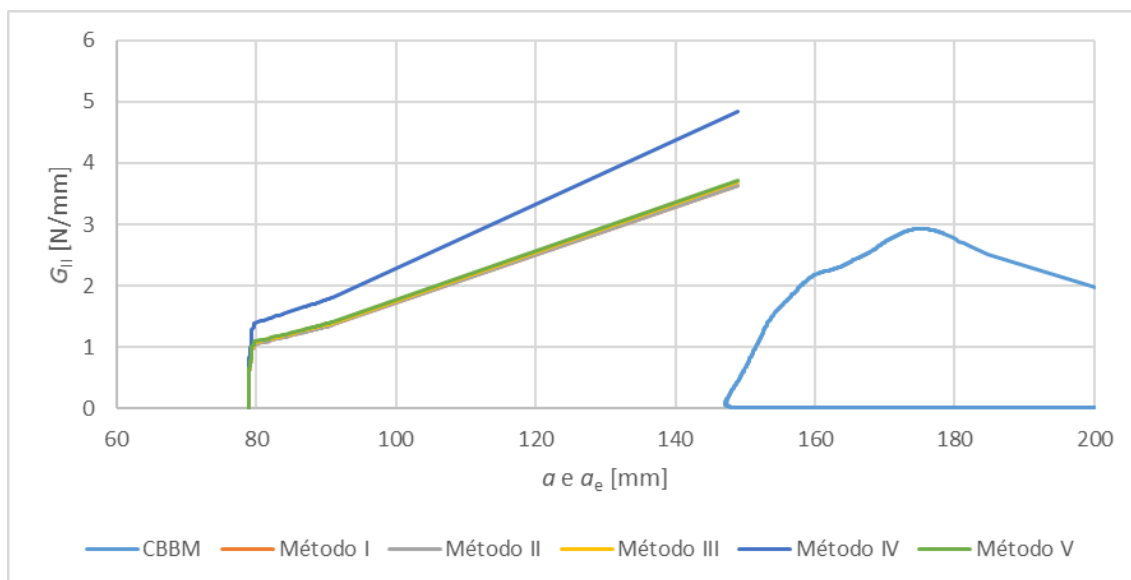


Figura 55 - Curvas-R, para o provete 1 com  $t_A$  de 1,0 mm [86].

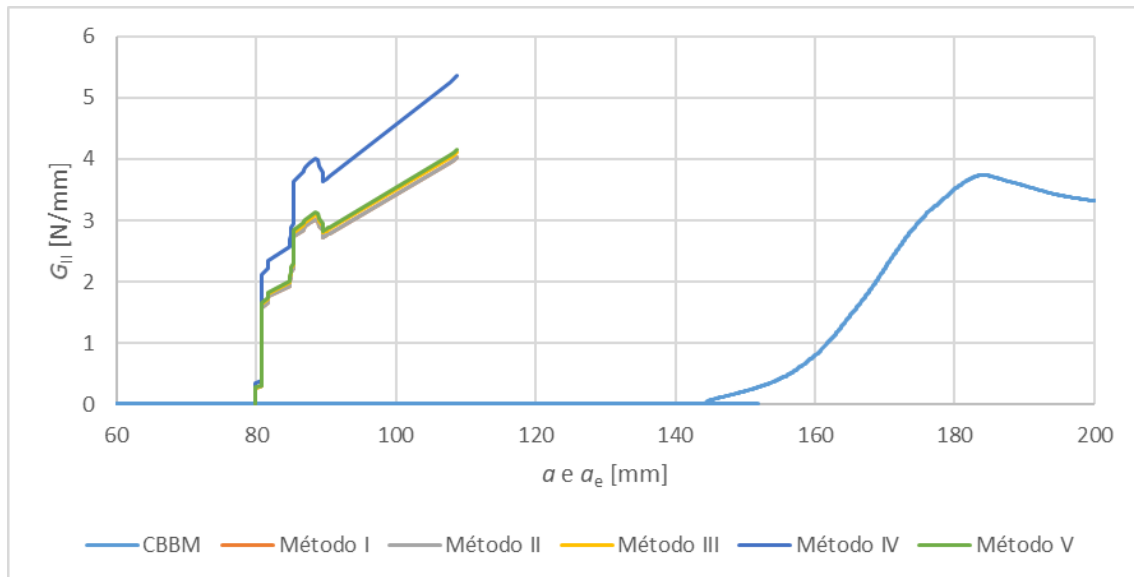


Figura 56 - Curvas-R, para o provete 1 com  $t_A$  de 2,0 mm [86].

### 3.1.4.2 Envelope de fratura

Com base no método CBBM, a Figura 57 representa, como exemplo, o envelope de fratura para  $t_A=1$  mm do adesivo Sikaforce® 7752. Os envelopes de fratura deste adesivo foram construídos a partir dos testes em modo puro (tração e corte), os quais se situam nos eixos vertical e horizontal, e dos resultados em modo misto dos testes SLB realizados. Foi utilizado o método CBBM, uma vez que já foi provada a sua fiabilidade para o comportamento de uma série de adesivos, incluindo adesivos dúcteis. Na Figura 57 estão representados os quatro envelopes teóricos de fratura, calculados através da aplicação dos critérios energéticos [89], utilizando a equação (59). A equação (59) é tipicamente tratada como uma forma de lei de potência linear das energias necessárias para falha de modo misto nos modos puros, e foi inicialmente proposta por Wu e Reuter [91]. No presente trabalho, considera-se  $\alpha$  igual a  $\beta$ , como é normal em análise de juntas adesivas pelos métodos de fratura [38, 92]. Foram utilizados quatro  $\alpha$  (1/2, 1, 3/2, e 2), de forma a enquadrar o comportamento da  $t_A$  de 1 mm de adesivo no critério mais apropriado.

$$\left(\frac{G_I}{G_{IC}}\right)^\alpha + \left(\frac{G_{II}}{G_{IIC}}\right)^\beta = 1 \quad (59)$$

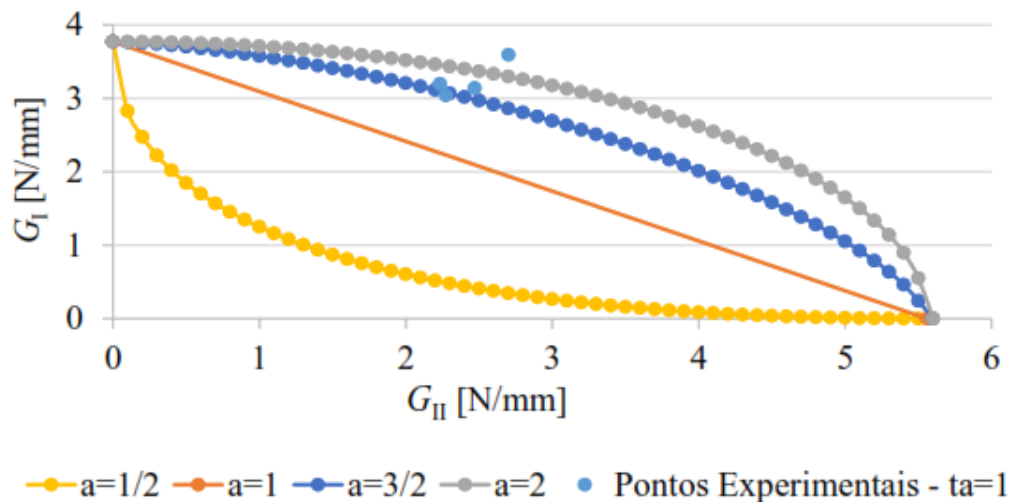


Figura 57 - Envelope de fratura para Sikaforce® 7752 ( $t_A=1,0$  mm) [86].

O provete 5 não foi considerado para determinar o envelope de fratura. No entanto, analisando os resultados dos restantes provetes e apesar de alguma dispersão dos pontos, pode afirmar-se que a curva que melhor representa o comportamento de adesivo é a curva relativa ao expoente  $3/2$ . Estes expoentes, e as respetivas curvas do envelope, permitem efetuar previsões sobre como o adesivo se irá comportar sob cargas em modo misto. Para um expoente de  $3/2$ , no caso do adesivo Sikaforce® 7752, existe uma menor diminuição dos valores de  $G_I$  e de  $G_{II}$  em relação aos valores de modo puro. Também é possível observar que, para adesivo Sikaforce® 7752, os valores de  $G_{II}$  obtidos são aproximados dos valores de referência para o modo I puro, o que permite constatar que este adesivo apresenta um excelente comportamento quando sujeito a esforços de tração.

### 3.1.5 Discussão do efeito da espessura

O desvio padrão para os valores de  $t_A$  experimentais de 0,1; 0,2; 0,5; 1 e 2 mm é aceitável do ponto de vista de dispersão. Verifica-se também que o método 4 de cálculo do  $G_{II}$  difere dos outros modelos, indicando assim valores de  $G_I$  e  $G_{II}$  muito próximos, o que não representa o comportamento real do adesivo. Os dados apresentados na Tabela 7 e Tabela 8 representam o resumo dos valores médios obtidos experimentalmente para o  $G_I$  e  $G_{II}$ , respetivamente, para as cinco  $t_A$  obtidos por seis métodos diferentes.

Tabela 7 - Valores médios e desvios padrão de  $G_I$  [N/mm] para cada  $t_A$  [86].

Método	$t_A$									
	0,1 mm		0,2 mm		0,5 mm		1,0 mm		2,0 mm	
	Média	Desvio padrão	Média	Desvio padrão	Média	Desvio padrão	Média	Desvio padrão	Média	Desvio padrão
1	0,64	0,05	0,90	0,09	1,68	0,14	2,96	0,26	3,87	0,38
2	0,65	0,05	0,90	0,11	1,76	0,11	3,03	0,26	3,95	0,40
3	0,69	0,06	0,95	0,08	1,86	0,12	3,20	0,25	4,16	0,45
4	0,64	0,05	0,88	0,10	1,70	0,11	3,00	0,23	3,85	0,38
5	0,68	0,05	0,95	0,12	1,82	0,11	3,20	0,22	4,09	0,44
CBBM	0,67	0,03	0,95	0,06	1,90	0,07	3,10	0,11	4,54	0,28

Tabela 8 - Valores médios e desvios padrão de  $G_{II}$  [N/mm] para cada  $t_A$  [86].

Método	$t_A$									
	0,1 mm		0,2 mm		0,5 mm		1,0 mm		2,0 mm	
	Média	Desvio padrão	Média	Desvio padrão	Média	Desvio padrão	Média	Desvio padrão	Média	Desvio padrão
1	0,48	0,04	0,67	0,06	1,28	0,14	2,24	0,17	3,04	0,50
2	0,48	0,04	0,66	0,08	1,31	0,11	2,24	0,18	3,04	0,50
3	0,49	0,04	0,68	0,08	1,34	0,12	2,30	0,17	3,10	0,52
4	0,64	0,05	0,88	0,11	1,71	0,11	3,00	0,23	3,85	0,38
5	0,49	0,04	0,69	0,08	1,35	0,11	2,33	0,17	3,13	0,52
CBBM	0,50	0,02	0,71	0,05	1,41	0,05	2,33	0,11	3,39	0,21

Na Figura 58 e Figura 59 está representada, para melhor compreensão, a evolução dos valores médios de  $G_I$  e  $G_{II}$  obtidos, aplicando os seis métodos, com o aumento de  $t_A$ .

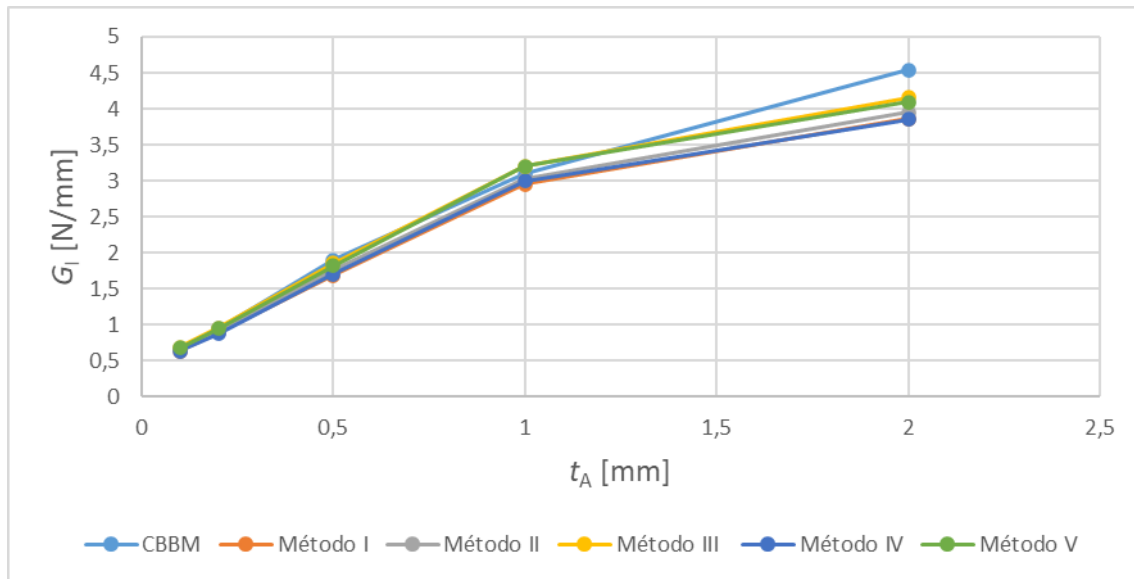


Figura 58 - Curvas-R dos valores médios de  $G_I$  obtidos pelos 6 métodos através dos provetes com as várias  $t_A$  [86].

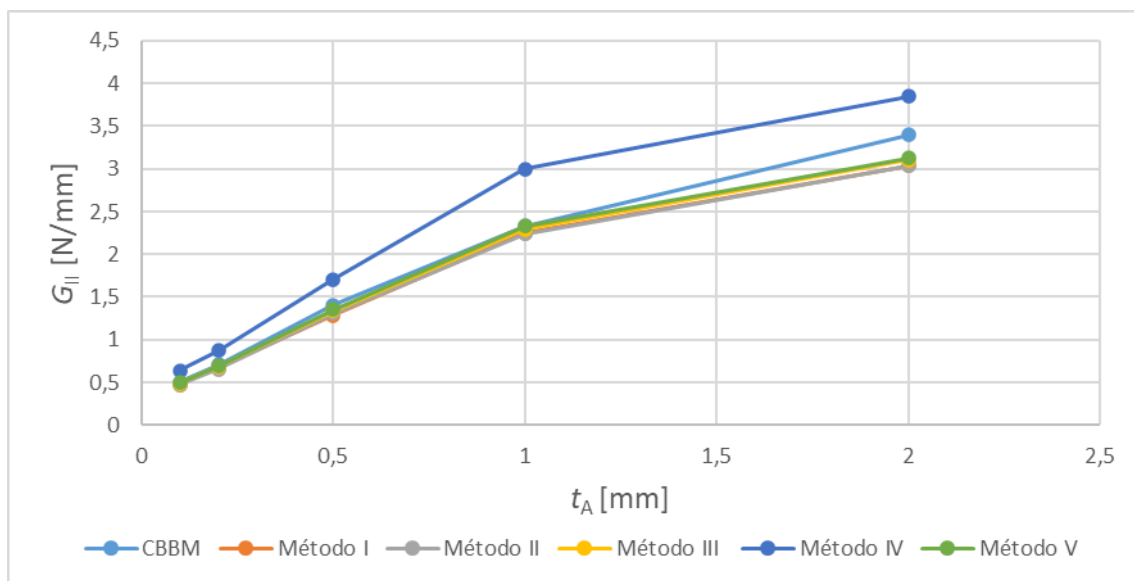


Figura 59 - Curvas-R dos valores médios de  $G_{II}$  obtidos pelos 6 métodos através dos provetes com as várias  $t_A$  [86].

Como se pode observar na Figura 58 e Figura 59, existe uma tendência evidente do aumento de  $G$  com  $t_A$  desde 0,1 até 2 mm, com um aumento menor para as  $t_A$  maiores. O aumento de  $t_A=0,1$  mm para  $t_A=0,2$  mm é de aproximadamente 40% para ambos os  $G$ . Entre  $t_A=0,2$  e 0,5 mm o aumento é de cerca de 96%. A diferença entre  $t_A=0,5$  e 1 mm é de cerca de 72%, e entre  $t_A=1$  mm e 2 mm de 30%. Esta tendência é responsável pelo aumento do carregamento sobre as juntas à medida que  $t_A$  aumenta.

## 3.2 Trabalho numérico

Depois da descrição do trabalho experimental e os resultados obtidos, nesta secção serão descritos os parâmetros, procedimento e resultados obtidos no estudo numérico do efeito de  $t_A$  em juntas adesivas, pelo ensaio de SLB.

A simulação dos ensaios foi realizada recorrendo ao Abaqus®, *software* que é baseado no MEF e inclui o módulo integrado de MDC para simular os componentes.

### 3.2.1 Condições da análise numérica

Foi criado o modelo a duas dimensões da junta adesiva SLB, recorrendo as ferramentas do próprio *software* Abaqus®, tendo em base as dimensões retiradas do ensaio experimental. Os substratos foram criados com elementos sólidos de estado plano de deformação (CPE4 do Abaqus®). Para simular a camada de adesivo foram usados elementos coesivos de quatro nós (COH2D4 do Abaqus®).

Com o intuito de reduzir o esforço computacional e portanto obter resultados no menor tempo possível, sem comprometer a precisão dos resultados, foi aplicado um maior refinamento no adesivo e nas superfícies dos substratos que estão em contacto com o adesivo e um menor refinamento de malha nas restantes partes do provete, como se pode ver em detalhe na Figura 60. Visto serem as zonas onde se desenvolverão os maiores gradientes de tensão. No adesivo foi considerado apenas um elemento ao longo da sua espessura.

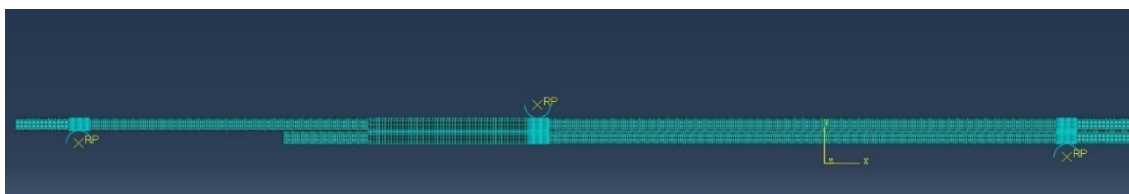


Figura 60 - Refinamento geral da malha do provete em Abaqus®.

Nas zonas com maior refinamento de malha foram utilizados elementos com comprimento de aresta de 0,05 mm, aumentando as suas dimensões à medida que se afastam das zonas aplicação das forças, como está demonstrado na Figura 61.

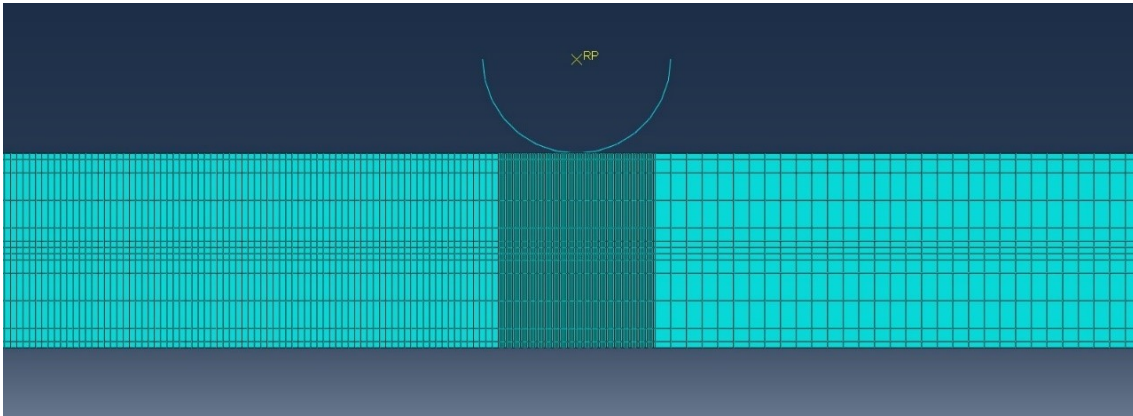


Figura 61 - Refinamento da malha na zona de interação do punção com o provete.

No que diz respeito às condições fronteira (Figura 62), de forma a reproduzir as condições reais dos ensaios experimentais, os cilindros de suporte foram restringidos nas duas direções (vertical e horizontal), e a rotação no plano. No punção restringiu-se o carregamento na direção horizontal e aplicou-se um deslocamento vertical com sentido descendente.

Finalmente, restringiu-se um nó a meio do comprimento do provete na direção horizontal para evitar o deslocamento horizontal de corpo rígido do provete.

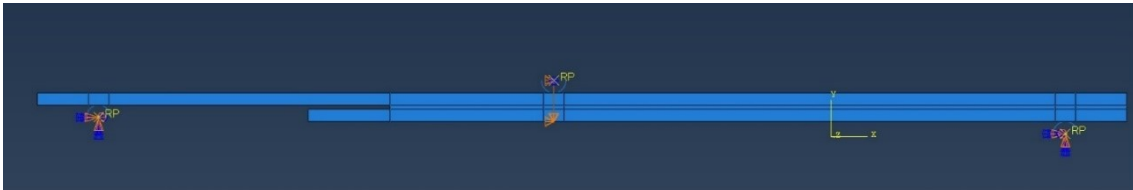


Figura 62 - Condições fronteira do provete em Abaqus®.

Na construção do provete, foi necessário introduzir condições de contacto entre cada um dos três cilindros e o provete, e também entre os dois substratos na zona da pré-fenda, para garantir o deslizamento sem atrito e para evitar a interpenetração entre eles. Utilizou-se uma formulação com pequeno deslizamento do tipo deslizamento finito.



Figura 63 - Condições de contacto para o ensaio numérico.

### 3.2.2 Modelo de dano coesivo

#### 3.2.2.1 Modelo de dano triangular

Em função do comportamento do tipo de material ou da interface em simulação, podem ser consideradas diferentes formas de leis coesivas de forma a obter resultados mais precisos [93]. Ao longo dos anos foram desenvolvidos diversos modelos, dos quais se destacam o triangular [94], linear parabólico [95], exponencial [96], polinomial [97] e trapezoidal [98]. A lei ou modelo triangular é a mais utilizada não só devido à sua simplicidade na aplicação, mas também pelo reduzido número de parâmetros a serem determinados e ainda pela sua precisão nos resultados na maioria das condições reais [99]. A lei triangular possui dois modos distintos de carregamento, o modo puro e o modo misto. O modo puro caracteriza-se pela propagação do dano ocorrer num conjunto específico de nós homólogos quando os valores das tensões no modo respectivo forem anulados na lei coesiva respectiva. O modo misto utiliza critérios de tensões e energéticos para combinar os esforços de tensão e corte [83]. Os elementos coesivos estão sujeitos a componentes de deformação normal e de corte que são determinadas recorrendo à cinemática do elemento. Em camadas finas entre substratos rígidos as tensões de membrana são desprezadas.

A Figura 64 mostra o modelo triangular 2D implementado no *software* de simulação Abaqus®, no qual a lei de maior dimensão representa as leis em modo puro e a lei de menores dimensões representa a lei em modo misto.

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

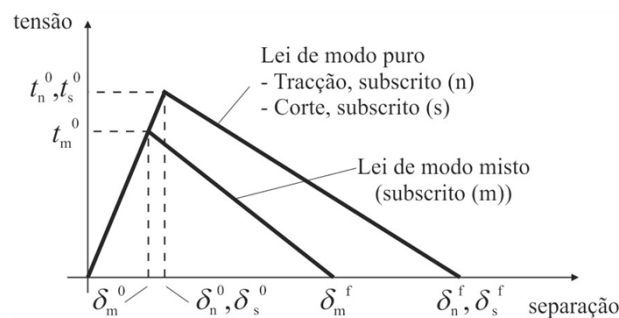


Figura 64 - MDC triangular implementado no *software* Abaqus® [100].

$$\mathbf{t} = \begin{Bmatrix} t_n \\ t_s \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} k_{nn} & k_{ns} \\ k_{ns} & k_{ss} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \epsilon_n \\ \epsilon_s \end{Bmatrix} = K_{COH} \boldsymbol{\epsilon}. \quad (60)$$

Esta matriz contém os parâmetros de rigidez da ligação adesiva, cuja definição depende da formulação utilizada. Caso seja considerada uma formulação local, usada para simular fraturas de espessura nula, os parâmetros da matriz possuem valores

extremamente elevados, com a finalidade de não haver deformações na estrutura induzidas pela presença dos elementos coesivos [101]. Para uma formulação contínua de camadas finas, mais especificamente para ligações adesivas, adquire-se uma boa aproximação aos parâmetros de rigidez admitindo que:

$$K_{nn} = E, K_{ss} = G, K_{ns} = 0, \quad (61)$$

onde  $E$  corresponde ao módulo de elasticidade longitudinal e  $G$  ao módulo de elasticidade transversal. Considerando estes parâmetros, o modelo reproduz de forma fidedigna a deformação da camada de adesivo [83]. Em modo misto, o início do dano pode ser definido por diferentes critérios, como o critério quadrático de tensões, expresso pela seguinte equação:

$$\left\{ \frac{\langle t_n \rangle}{t_n^0} \right\}^2 + \left\{ \frac{t_s}{t_s^0} \right\}^2 = 1, \quad (62)$$

onde  $\langle \rangle$  são os parêntesis de Macaulay, que indicam que uma tensão de compressão não provoca dano. O critério distingue-se pela sua precisão, já testada em trabalhos prévios [102]. Quando a carga máxima em modo misto ( $t_m^0$ ) é atingida (Figura 64), baseado na equação (62), a rigidez do material inicia o processo de amaciamento. A separação completa de um par de nós homólogos ( $\delta_m^f$  na Figura 64) é dada por um critério linear energético, em função dos valores de  $G_{IC}$  e  $G_{IIC}$  (equação ((59)).

### 3.2.3 Validação das leis coesivas

Seguido o procedimento de criação dos provetes para o estudo numérico, foram utilizados os valores de  $a_0$  apresentados na Tabela 6. Foram inseridos no Abaqus® os parâmetros para o compósito, nomeadamente módulo de elasticidade na direção do comprimento do provete ( $E_{11}$ ), módulo de elasticidade na direção da espessura do provete ( $E_{22}$ ), módulo de elasticidade na direção da largura do provete ( $E_{33}$ ), módulo de corte na direção do comprimento do provete ( $G_{12}$ ), módulo de corte na direção da largura do provete ( $G_{13}$ ), módulo de corte na direção da largura do provete ( $G_{23}$ ), coeficiente de Poisson na direção do comprimento ( $\nu_{12}$ ), coeficiente de Poisson na direção da espessura do provete ( $\nu_{13}$ ), e coeficiente de Poisson na direção da largura do provete ( $\nu_{23}$ ), que foram considerados como fixos. Os parâmetros fixos para o adesivo foram  $E$  e  $G$ , o coeficiente de viscosidade ( $\eta$ ),  $G_I$  e  $G_{II}$  e  $\alpha$  também foram fixos. Os parâmetros  $t_n^0$  e  $t_s^0$  foram iterados de forma a obter as curvas  $P$ - $\delta$  numéricas o mais próximo possível das curvas experimentais. Depois de definidos os parâmetros que ficaram fixos e os que serão iterados, procedeu-se à realização das simulações numéricas para as várias  $t_A$ , obtendo-se as curvas  $P$ - $\delta$  para todos os provetes estudados. Da Figura 65 à Figura 69 está representada uma comparação entre a curva experimental e numérica de um provete por cada  $t_A$ , considerado representativo das simulações

numéricas. Da Tabela 9 à Tabela 13 estão enumeradas as  $P_{\text{máx}}$  e respectivos  $\delta$  para os 5 provetes por  $t_A$ . Nas tabelas está também apresentada a diferença percentual dos ensaios numéricos em relação aos experimentais, em que todas as diferenças percentuais foram sempre calculadas relativamente aos valores experimentais.

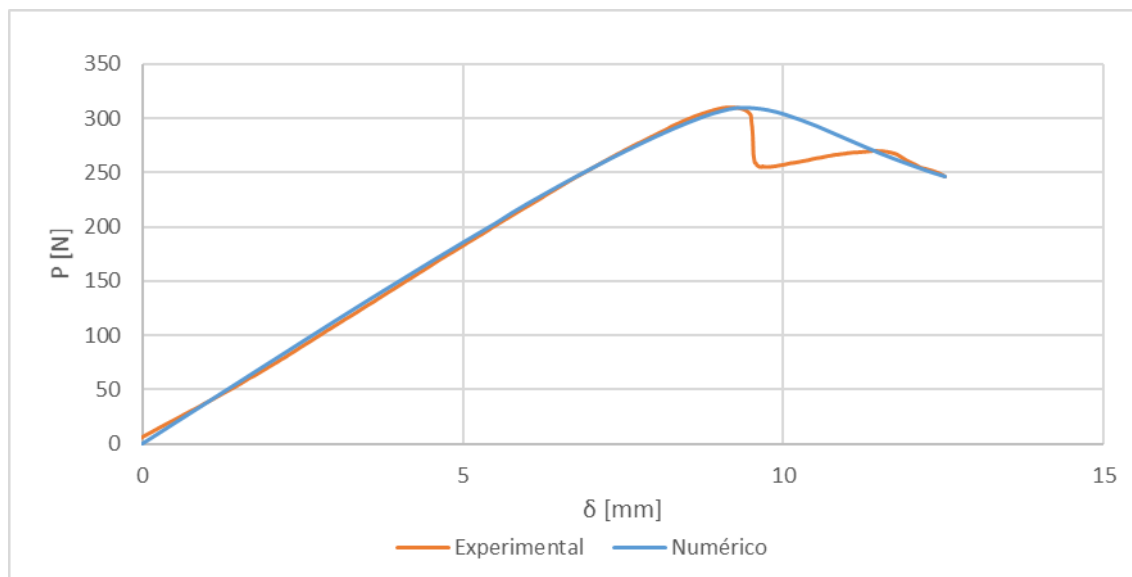


Figura 65 - Comparação das curvas  $P$ - $\delta$ , experimental e numérica, respetivas ao provete 2 com uma  $t_A$  de 0,1 mm.

Tabela 9 - Comparação dos valores de  $P_{\text{máx}}$  e  $\delta P_{\text{máx}}$  para os provetes com  $t_A=0,1$  mm.

Provetes	Experimental		Numérico		Diferença [%]	
	$P_{\text{máx}}$ [N]	$\delta P_{\text{máx}}$ [mm]	$P_{\text{máx}}$ [N]	$\delta P_{\text{máx}}$ [mm]	$P_{\text{máx}}$	$\delta P_{\text{máx}}$
1	248,51	11,61	255,49	11,02	+ 2,73	+ 5,35
2	309,90	9,17	309,23	9,27	- 0,22	+ 1,08
3	257,06	12,80	269,00	10,52	+ 4,44	-21,67
4	303,86	8,80	337,89	8,77	+ 10,07	- 0,34
5	292,25	9,77	311,87	9,27	+ 6,29	- 5,39
Média	282,32	10,43	296,70	9,46	+ 4,75	+ 6,77
Desvio padrão	22,75	1,40	27,54	0,58	----	----

Na Figura 65 é evidente que a rigidez da simulação numérica para  $t_A=0,1$  mm é praticamente igual à rigidez do ensaio experimental, com algum desvio quando  $P$  é menor. Pode-se concluir da Tabela 9 que a variação de  $P_{máx}$  entre os ensaios experimentais e as simulações têm uma diferença média de  $\approx 5\%$ , sendo os provetes 4 e 5 os que contribuem mais para essa diferença. A diferença percentual dos valores do deslocamento quando é atingida a carga máxima ( $\delta P_{máx}$ ) experimental e numérico é em média  $\approx 7\%$ , com o provete 3 a contribuir mais para esse valor. Os valores apresentados na Tabela 9 confirmam que a lei usada nos ensaios numéricos está adequada para prever os ensaios experimentais. De facto, para  $t_A=0,1$  mm, as diferenças percentuais do ensaio numérico em relação ao experimental são pequenas. Independentemente da variabilidade entre os resultados obtidos nos provetes experimentais, as curvas numéricas para cada provete estão bem adaptadas às curvas experimentais como se pode ver na Figura 65, representativa dos provetes para  $t_A=0,1$  mm.

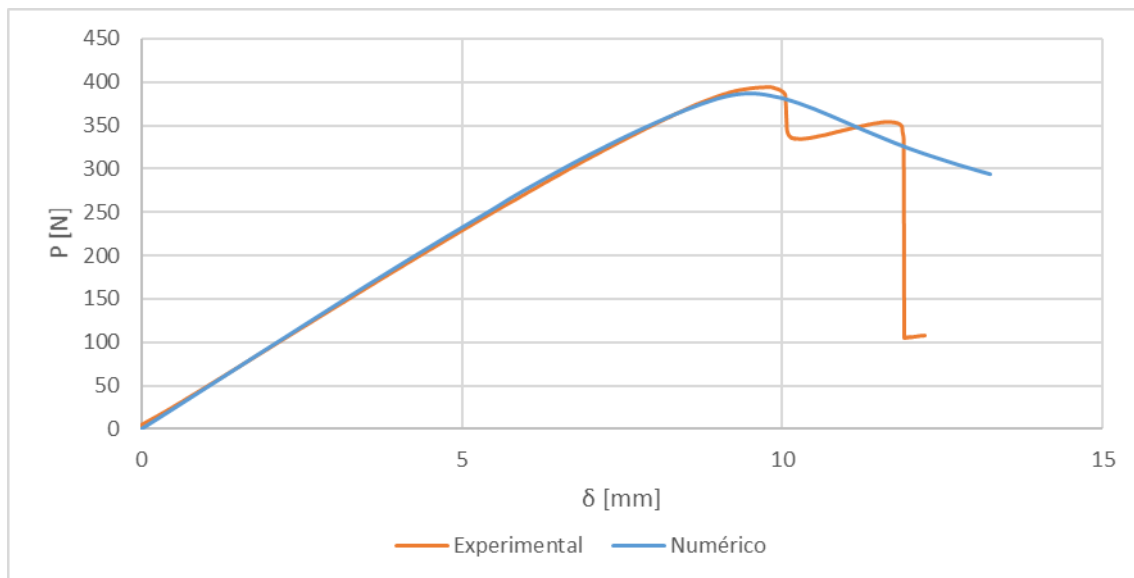


Figura 66 - Comparação das curvas  $P$ - $\delta$ , experimental e numérica, respetivas ao provete 5 com uma  $t_A$  de 0,2 mm.

Tabela 10 - Comparação dos valores de  $P_{\text{máx}}$  e  $\delta P_{\text{máx}}$  para os provetes com  $t_A=0,2$  mm.

Provetes	Experimental		Numérico		Diferença [%]	
	$P_{\text{máx}}$ [N]	$\delta P_{\text{máx}}$ [mm]	$P_{\text{máx}}$ [N]	$\delta P_{\text{máx}}$ [mm]	$P_{\text{máx}}$	$\delta P_{\text{máx}}$
1	370,04	9,68	369,05	9,75	- 0,27	+ 0,72
2	333,45	12,40	339,64	11,00	+ 1,82	- 12,73
3	406,54	9,25	411,44	9,50	+ 1,19	+ 2,63
4	370,47	9,06	367,55	9,22	- 0,79	+ 1,74
5	393,82	9,78	387,58	9,50	- 1,61	- 2,95
Média	374,86	10,12	374,73	9,79	1,14	4,15
Desvio padrão	22,80	1,20	7,89	0,57	----	----

Para as juntas SLB com  $t_A=0,2$  mm os resultados obtidos foram semelhantes a  $t_A=0,1$  mm, como se pode observar na Figura 66 O comportamento da rigidez até  $P_{\text{máx}}$  é praticamente igual entre os ensaios e as simulações. Na Tabela 10 está um resumo dos 5 provetes ensaiados onde se pode concluir que a variação de  $P_{\text{máx}}$  entre os ensaios e as simulações tem uma variação média de  $\approx 1\%$  e uma variação de  $\delta P_{\text{máx}}$  de  $\approx 4\%$ , em média, validando a elevada repetibilidade dos resultados obtidos nas simulações. Com estas diferenças tão baixas é possível afirmar que os resultados numéricos permitem representar com bastante fiabilidade o comportamento das juntas.

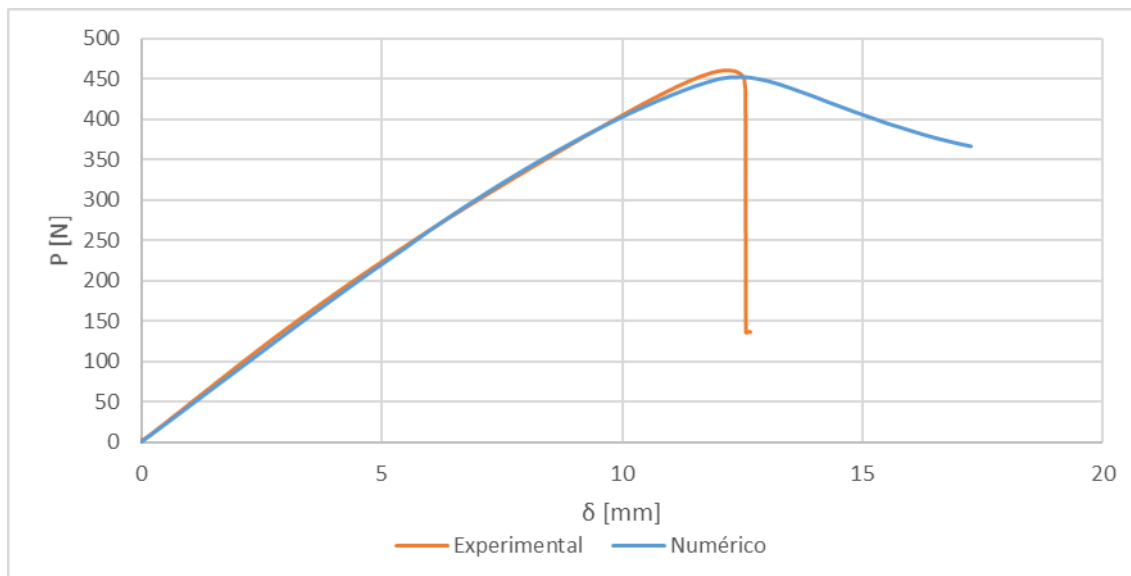


Figura 67 - Comparação das curvas  $P$ - $\delta$ , experimental e numérica, respectivas ao provete 5 com uma  $t_A$  de 0,5 mm.

Tabela 11 - Comparação dos valores de  $P_{m\acute{a}x}$  e  $\delta P_{m\acute{a}x}$  para os provetes com  $t_A=0,5$  mm.

Provetes	Experimental		Numérico		Diferença [%]	
	$P_{m\acute{a}x}$ [N]	$\delta P_{m\acute{a}x}$ [mm]	$P_{m\acute{a}x}$ [N]	$\delta P_{m\acute{a}x}$ [mm]	$P_{m\acute{a}x}$	$\delta P_{m\acute{a}x}$
1	372,87	13,67	370,27	14,00	- 0,70	+ 2,36
2	416,60	10,00	429,07	12,75	+ 2,91	+ 21,57
3	372,28	11,07	407,92	12,75	+ 8,74	+ 13,18
4	444,73	11,68	445,40	13,00	+ 0,15	+ 10,15
5	460,91	12,16	453,23	12,50	- 1,69	+ 2,72
Média	413,48	11,72	421,18	13,00	2,84	10,00
Desvio padrão	33,12	1,11	27,21	0,48	----	----

Como se pode constatar pelas curvas representadas na Figura 67 e os valores resumo apresentados na Tabela 11, o resultados obtidos para  $t_A=0,5$  mm são bastante semelhantes aos obtidos para  $t_A=0,1$  mm e  $t_A=0,2$  mm, com uma variação média entre os ensaios experimentais e numéricos para  $P_{m\acute{a}x}$  de  $\approx 3\%$ , e para o  $\delta P_{m\acute{a}x}$  de  $\approx 10\%$ . As

diferenças entre  $\delta P_{\text{máx}}$  são um pouco superiores aos outros  $t_A$  mencionados, contribuindo para esse facto os provetes 2, 3 e 4 onde a diferença entre o  $\delta P_{\text{máx}}$  numérico e experimental é maior. No entanto, em termos gerais conclui-se que os resultados numéricos permitem representar o comportamento das juntas.

Os resultados obtidos para os provetes de  $t_A=1,0$  mm, continuam em linha com as  $t_A$  mais pequenas mencionadas anteriormente. Mesmo com um aumento de  $t_A=0,5$  mm para  $t_A=1,0$  mm, a média da variação dos valores de  $P_{\text{máx}}$  e respetivo  $\delta P_{\text{máx}}$  continuam baixos, com uma variação percentual de  $\approx 1\%$  e  $\approx 5\%$  respetivamente, como se pode constatar na Tabela 12. O comportamento da rigidez até  $P_{\text{máx}}$  é igual às outras  $t_A$  mais reduzidas como se pode observar na Figura 68, representativa das simulações numéricas para  $t_A=1,0$  mm. Mais uma vez se pode concluir que os resultados obtidos nas simulações numéricas para  $t_A=1,0$  mm, com diferenças percentuais baixas para  $P_{\text{máx}}$  e  $\delta P_{\text{máx}}$ , e com a rigidez praticamente igual aos ensaios experimentais, são uma boa representação do comportamento das juntas adesivas.

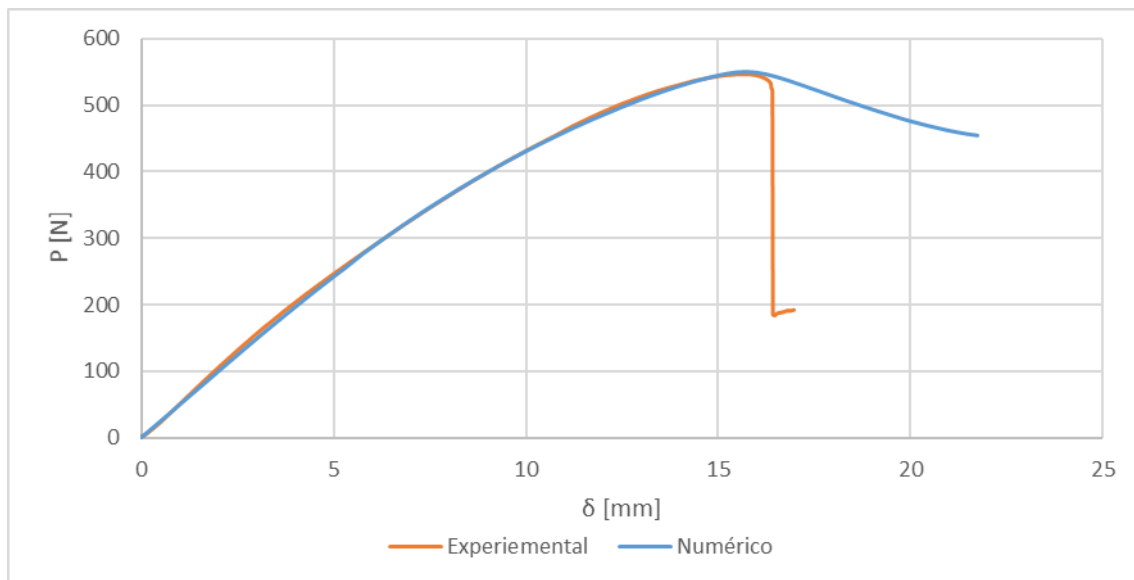


Figura 68 - Comparação das curvas  $P$ - $\delta$ , experimental e numérica, respetivas ao provete 4 com uma  $t_A$  de 1,0 mm.

Tabela 12 - Comparação dos valores de  $P_{\text{máx}}$  e  $\delta P_{\text{máx}}$  para os provetes com  $t_A=1,0$  mm.

Provetes	Experimental		Numérico		Diferença [%]	
	$P_{\text{máx}}$ [N]	$\delta P_{\text{máx}}$ [mm]	$P_{\text{máx}}$ [N]	$\delta P_{\text{máx}}$ [mm]	$P_{\text{máx}}$	$\delta P_{\text{máx}}$
1	531,20	18,36	528,45	16,00	- 0,52	- 14,75
2	541,88	14,69	548,08	15,75	+ 1,13	+ 6,73
3	631,57	13,82	625,35	13,50	- 0,99	- 2,37
4	545,99	15,66	549,60	15,65	+ 0,66	- 0,06
5	525,60	15,82	522,57	16,25	- 0,25	+ 2,65
Média	555,25	15,67	554,81	15,43	0,78	5,31
Desvio padrão	35,47	1,39	33,62	0,90	----	----

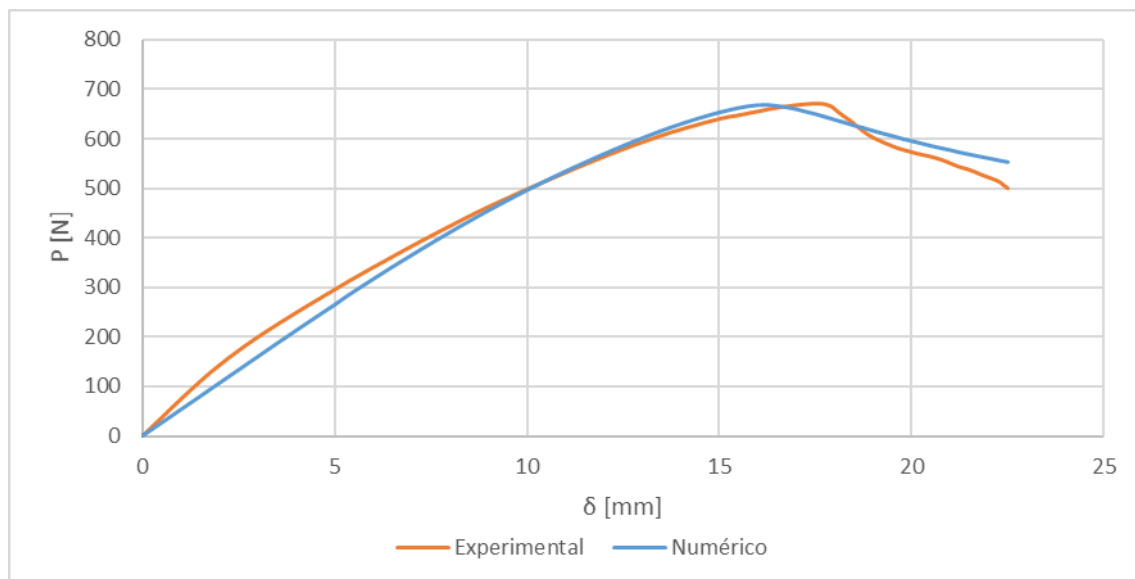
Figura 69 - Comparação das curvas  $P$ - $\delta$ , experimental e numérica, respetivas ao provete 1 com uma  $t_A$  de 2,0 mm.

Tabela 13 - Comparação dos valores de  $P_{m\acute{a}x}$  e  $\delta P_{m\acute{a}x}$  para os provetes com  $t_A=2,0$  mm.

Provetes	Experimental		Numérico		Diferença [%]	
	$P_{m\acute{a}x}$ [N]	$\delta P_{m\acute{a}x}$ [mm]	$P_{m\acute{a}x}$ [N]	$\delta P_{m\acute{a}x}$ [mm]	$P_{m\acute{a}x}$	$\delta P_{m\acute{a}x}$
1	672,36	17,55	667,62	16,25	- 0,71	- 8,00
2	766,50	14,95	765,71	13,50	- 0,10	- 10,74
3	536,74	15,27	593,41	19,00	+ 9,55	+ 19,63
4	561,84	14,80	561,69	20,50	- 0,03	+ 27,80
5	453,12	14,96	620,36	17,75	+ 26,96	+ 15,72
Média	598,11	15,51	641,76	17,40	7,47	16,38
Desvio padrão	99,98	0,94	64,86	2,19	----	----

Os resultados obtidos e o comportamento das curvas  $P$ - $\delta$  em  $t_A=2$  mm são diferentes das restantes  $t_A$ , como se pode constatar na Figura 69. Por exemplo, a rigidez do ensaio numérico até  $P_{m\acute{a}x}$  é diferente da rigidez do ensaio experimental. Da Tabela 13 retira-se que a diferença entre os valores de  $P_{m\acute{a}x}$  e  $\delta$  nos provetes 1 e 2 é reduzida, e é nesses provetes que a curva obtida no ensaio numérico melhor se adapta à curva obtida no ensaio experimental. Para os provetes 3, 4 e 5 não foi possível obter curvas numéricas que representassem de forma adequada as curvas experimentais. Como se pode ver na Tabela 13, as diferenças de  $P_{m\acute{a}x}$  e  $\delta P_{m\acute{a}x}$  dos provetes 3,4 e 5 são maiores que do que nos provetes 1 e 2 de  $t_A=2$  mm e das restantes  $t_A$ . As diferenças evidenciam entre as curvas numéricas e experimentais podem ser explicadas pela lei coesiva utilizada, que não se adapta para  $t_A=2$  mm e superiores.

Em resumo as curvas  $P$ - $\delta$  numéricas são bastante semelhantes às curvas experimentais. Os valores de  $P_{m\acute{a}x}$  e  $\delta P_{m\acute{a}x}$  das curvas, com a exceção dos ensaios da  $t_A=2$  mm, apresentam resultados muito semelhantes, com pouca variação entre ensaios.

Os comportamentos após  $P_{m\acute{a}x}$  são bastante diferentes entre os ensaios experimentais e as simulações numéricas, como se pode observar na Figura 65 à Figura 69. Nas simulações numéricas, após  $P_{m\acute{a}x}$ ,  $P$  apresenta uma diminuição progressiva, enquanto nos ensaios experimentais é visível uma diminuição abrupta de  $P$ . Este facto é uma constante em todas as  $t_A$  menos em  $t_A=2$  mm, onde as curvas dos ensaios experimentais

a par das curvas do ensaio numéricos têm uma diminuição progressiva de  $P$  após  $P_{m\acute{a}x}$ . O facto de existir uma diminuição abrupta de  $P$  após  $P_{m\acute{a}x}$  nos ensaios experimentais poderá dever-se a defeitos internos dos provetes ensaiados e ao carácter mais frágil do adesivo com  $t_A$  inferiores.

### 3.2.4 Validação do critério de propagação

No trabalho experimental anterior [86], o autor validou numericamente as leis coesivas para 1 mm do envelope de fratura. O objetivo deste trabalho é validar as leis coesivas obtidas para as restantes  $t_A$  estudadas na parte experimental. Os valores de  $G_{IC}$  utilizados na validação do critério de propagação, para as  $t_A$  estudadas, foram previamente obtidos por Azevedo et al. [103], nas mesmas condições experimentais obteve-se os valores de  $G_{IIC}$  para  $t_A=1$  mm. Os valores de  $G_{IIC}$  para as restantes  $t_A$  estudadas foram medidos, a partir dos resultados obtidos por Azevedo et al. [103] para  $t_A=1$  mm, de modo a conseguir um bom ajuste das curvas numéricas às curvas experimentais. Os valores de  $G_{IC}$  e  $G_{IIC}$  encontram-se apresentados na Tabela 14. Na Figura 70 encontra-se uma representação gráfica que demonstra que os valores obtidos de  $G_{IC}$  e  $G_{IIC}$  apresentam uma evolução coerente. É também expectável que, com o aumento da  $t_A$   $G_{IC}$  e  $G_{IIC}$  aumentem de uma forma coerente [86, 103].

Tabela 14 - Valores de  $G_{IC}$  e  $G_{IIC}$  usados para determinar os envelopes de fratura [86, 103].

$t_A$ [mm]	$G_{IC}$ [N/mm]	$G_{IIC}$ [N/mm]
0,1	1,100	1,620
0,2	1,400	2,062
0,5	2,350	3,461
1,0	3,770	5,552
2,0	5,425	7,989

Para a validação dos critérios de propagação são apresentados os envelopes de fratura obtidos nas simulações numéricas para as  $t_A$  estudadas. As simulações numéricas foram realizadas com base no MDC triangular anteriormente descrito.

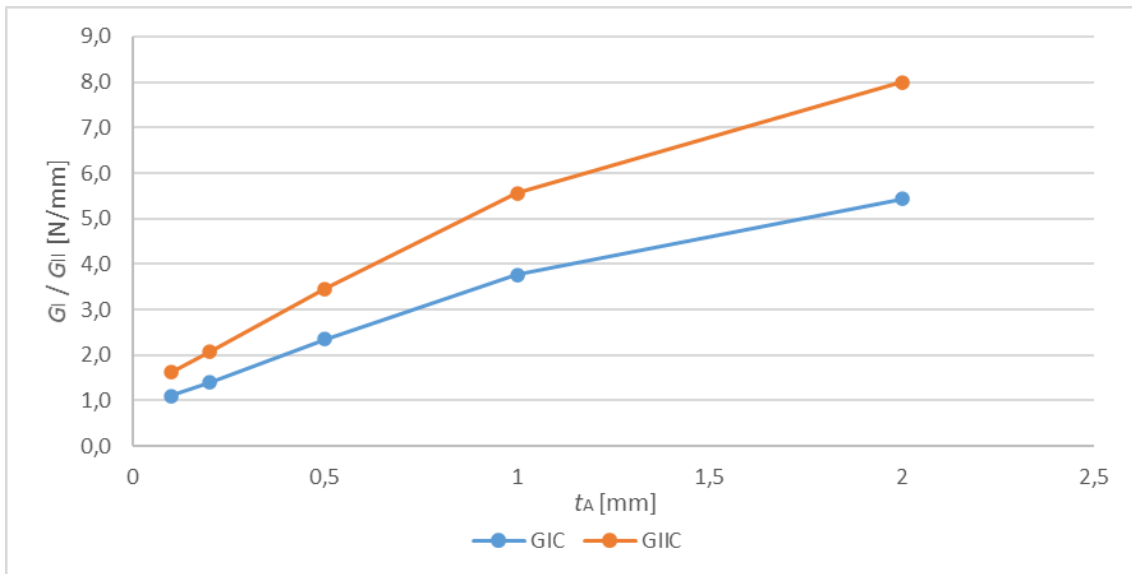


Figura 70 - Representação gráfica dos valores de  $G_{IC}$  e  $G_{IIC}$  para as  $t_A$  estudadas [86, 103].

Os envelopes de fratura foram criados usando os valores de  $G_{IC}$  e  $G_{IIC}$  apresentado na Tabela 14. Os pontos numéricos apresentados nos gráficos correspondem ao tratamento das curvas  $P$ - $\delta$  numéricas, obtidas usando  $\alpha=2$ , com o método CBBM. Como se pode observar na Figura 57, foi possível confirmar o envelope de fratura para todas as  $t_A$ . Estão representados da Figura 71 à Figura 75 os envelopes de fratura dos ensaios numéricos. Na Tabela 15 encontra-se resumido, os envelopes de fratura obtidos.

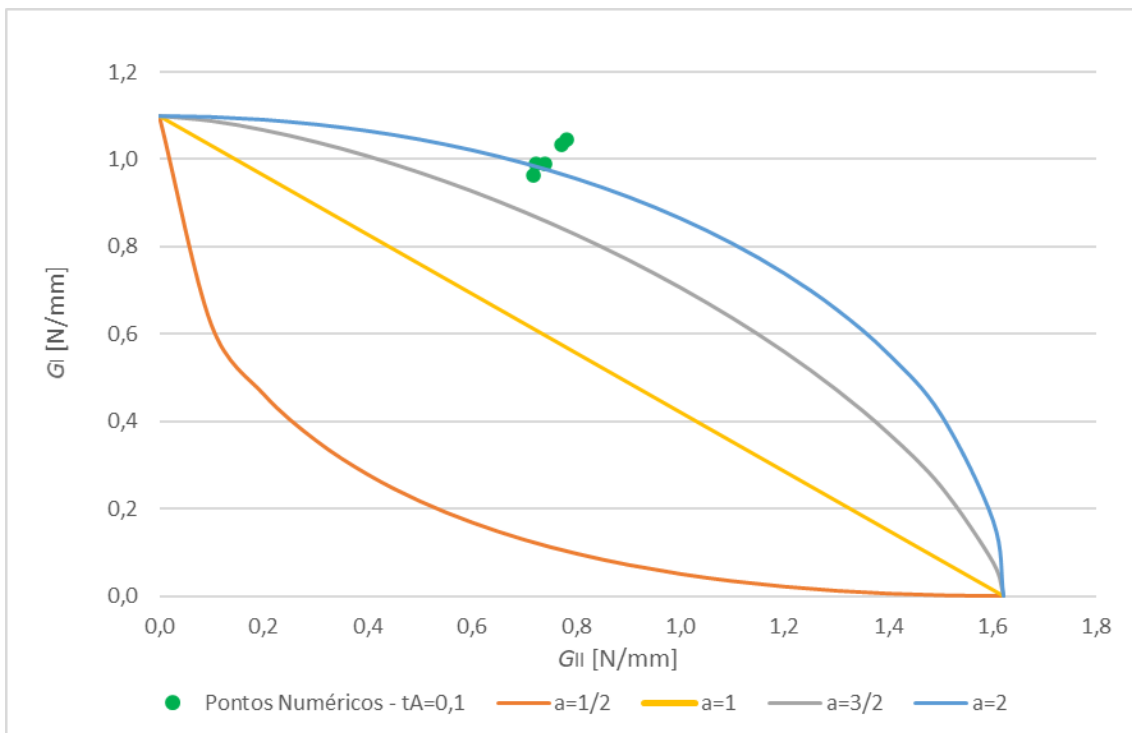


Figura 71 - Envelope de fratura para  $t_A$  de 0,1 mm.

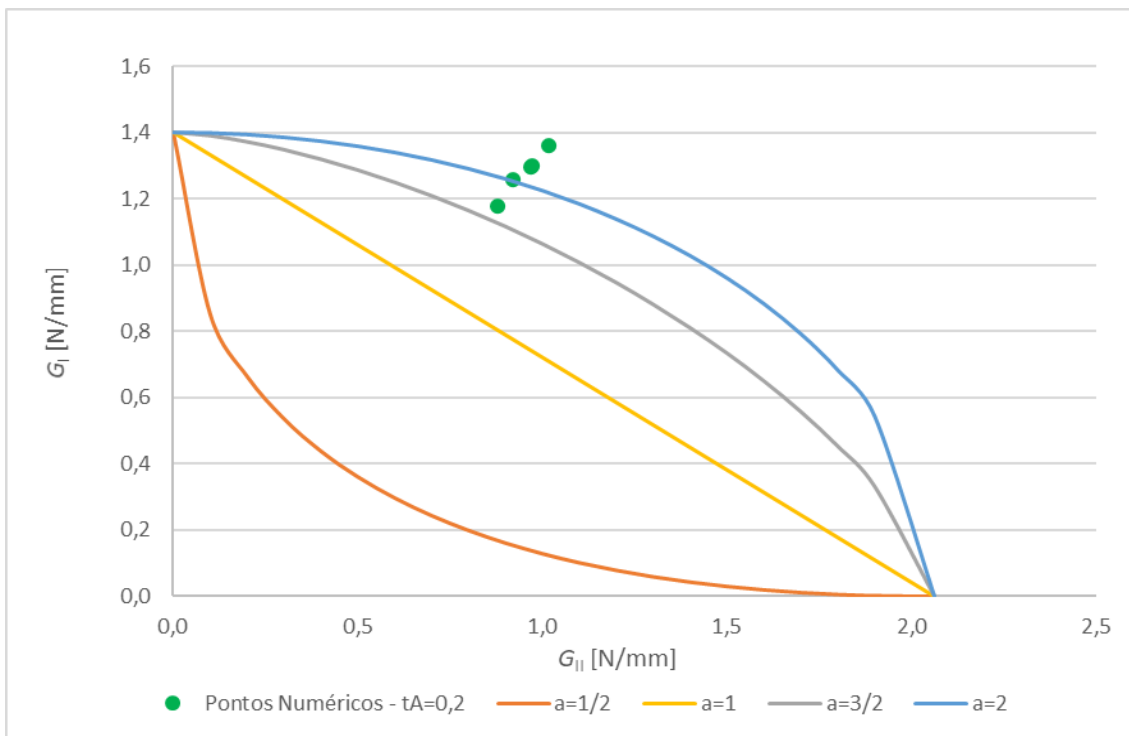


Figura 72 - Envelope de fratura para  $t_A$  de 0,2 mm.

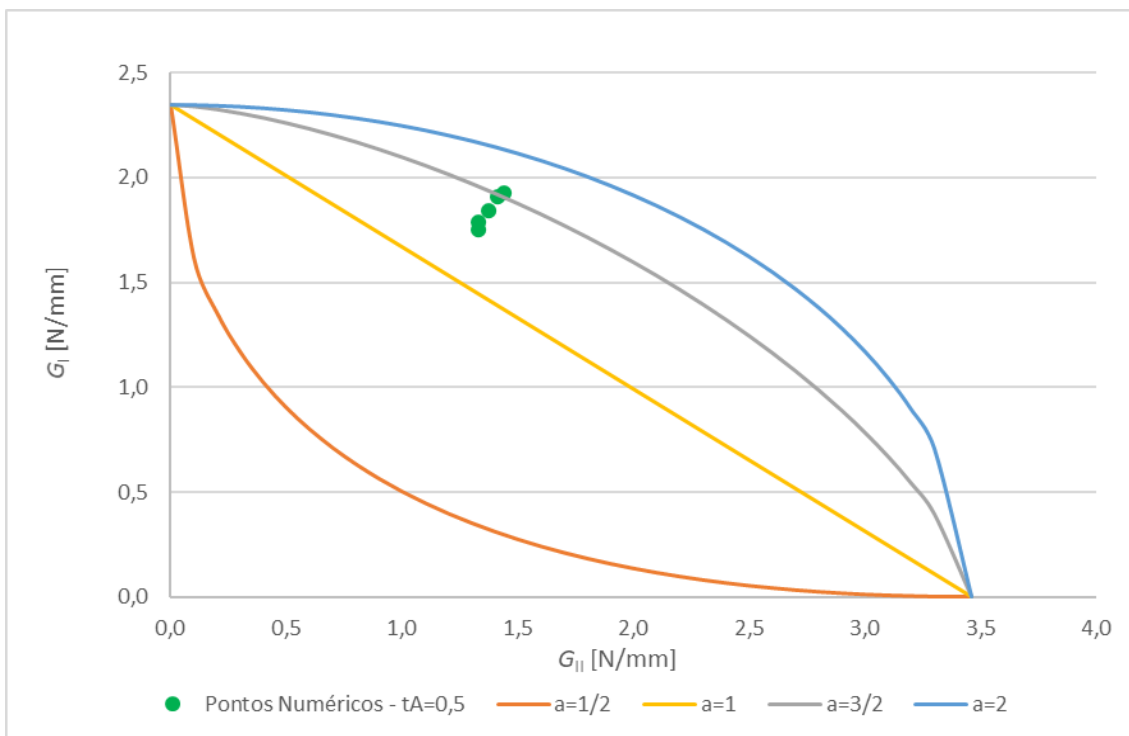


Figura 73 - Envelope de fratura para  $t_A$  de 0,5 mm.

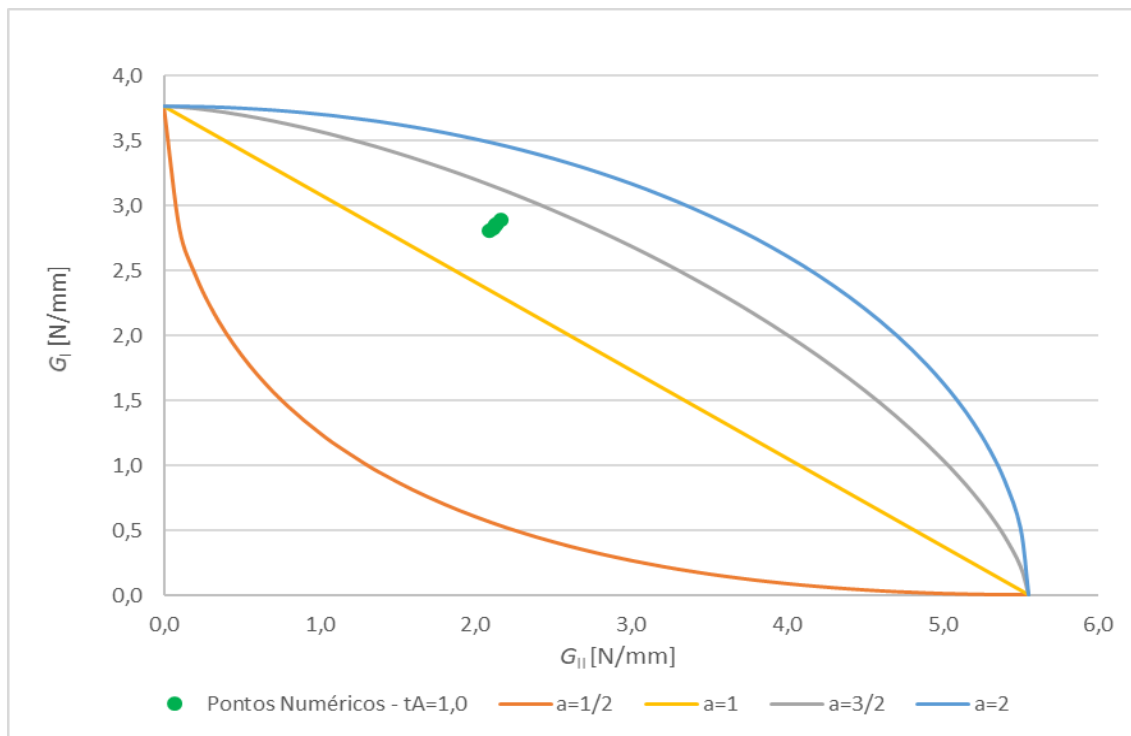


Figura 74 - Envelope de fratura para  $t_A$  de 1,0 mm.

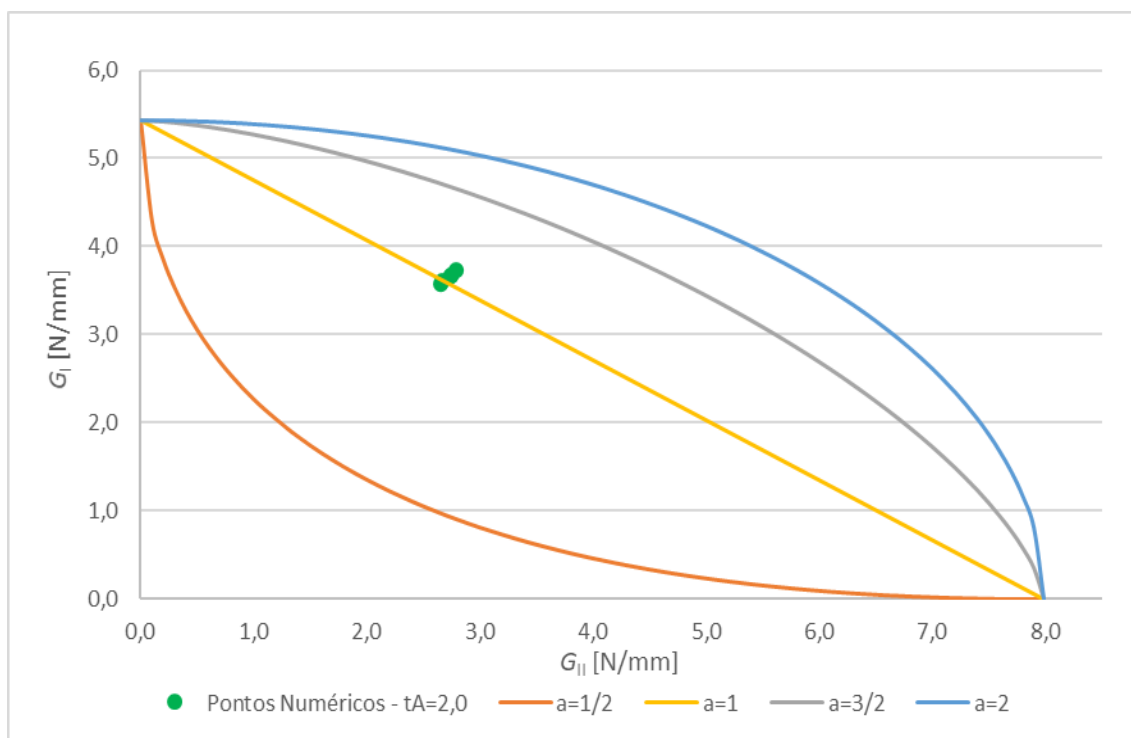


Figura 75 - Envelope de fratura para  $t_A$  de 2,0 mm.

Pode-se observar que os valores obtidos nos ensaios numéricos para  $t_A=0,1$  e  $0,2$  mm apresentam grande dispersão, mas confirmam o expoente de 2 obtido nos ensaios

experimentais. Os valores obtidos para  $t_A=0,5$  mm também apresentam dispersão, sendo menor que as  $t_A$  menores. Por outro lado, ao contrário do observado para  $t_A=0,1$  e  $0,2$  mm, os pontos obtidos não correspondem a  $\alpha=2$ , sendo igual a  $1,5$ , o que não reflete o obtido nos ensaios experimentais. Os valores obtidos nas  $t_A=1,0$  e  $2,0$  mm apresentam reduzida dispersão, mas o envelope de fratura obtido é de  $1,5$  e  $1$ , respectivamente. Os pontos obtidos para  $t_A=1,0$  mm encontram-se entre as curvas de expoente  $1,5$  e  $1$ , mas foi considerado estarem mais perto da curva de expoente  $1,5$ .

Tabela 15 - Envelope de fratura para as diferentes  $t_A$ .

$t_A$ [mm]	Envelope de fratura
0,1	2
0,2	2
0,5	1,5
1,0	1,5
2,0	1

Os resultados apresentados na Tabela 15 seguem uma tendência de afastamento da curva de expoente 2, com o aumento de  $t_A$ , como se pode observar pelos gráficos. O facto de a partir de  $t_A=0,2$  mm não apresentar o envelope de fratura igual a 2, poderá dever-se à lei coesiva utilizada no ensaio numérico.

### 3.2.5 Análise de sensibilidade dos parâmetros coesivos

Feita a comparação entre as curvas  $P-\delta$  experimentais e numéricas, e verificada a adaptação das simulações numéricas aos resultados experimentais em termos de envelope de fratura, é necessário compreender com mais detalhe a influência dos parâmetros coesivos. Foram considerados como referência os valores finais das simulações numéricas de  $G_{Ic}$  e  $\bar{G}_{Ic}$ , e os valores finais de  $t_n^0$  e  $t_s^0$ .

De modo a verificar o efeito dos quatro parâmetros mencionados nas curvas  $P-\delta$  numéricas, os seus valores foram variados em  $-50\%$ ,  $-25\%$ ,  $+25\%$  e  $+50\%$ , do valor inicial. Foram aplicadas essas variações de modo individual, e de forma agrupada. Os resultados podem ser observados na Figura 77 à Figura 111. Na Figura 76 estão representadas as curvas  $P-\delta$  originais dos provetes estudados, um provete por cada  $t_A$ , representativos das simulações numéricas.

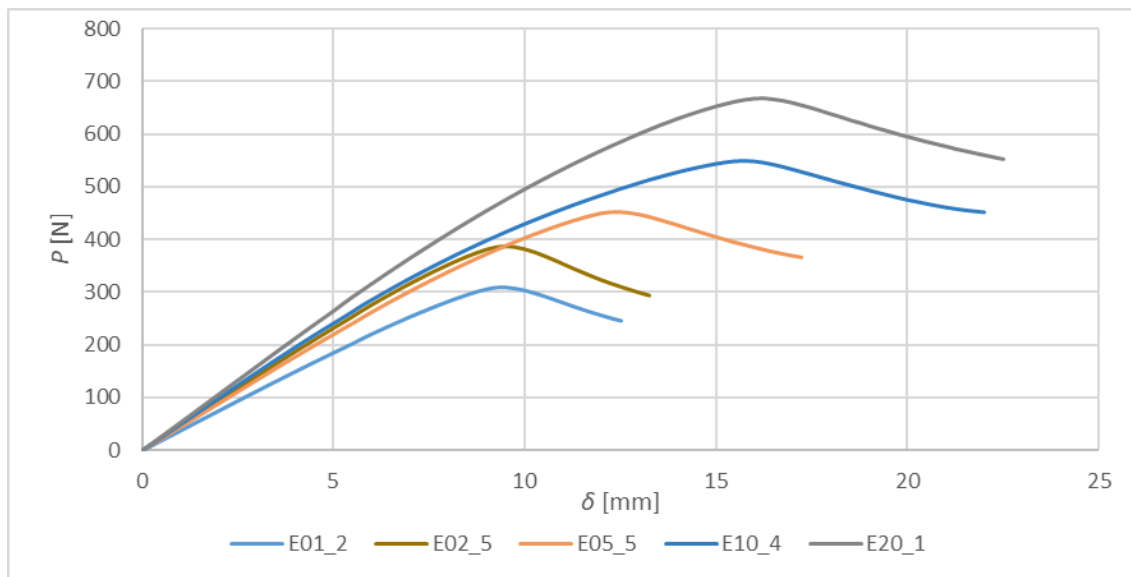


Figura 76 - Representação das curvas  $P$ - $\delta$  dos provetes escolhidos para testar a sensibilidade dos parâmetros coesivos.

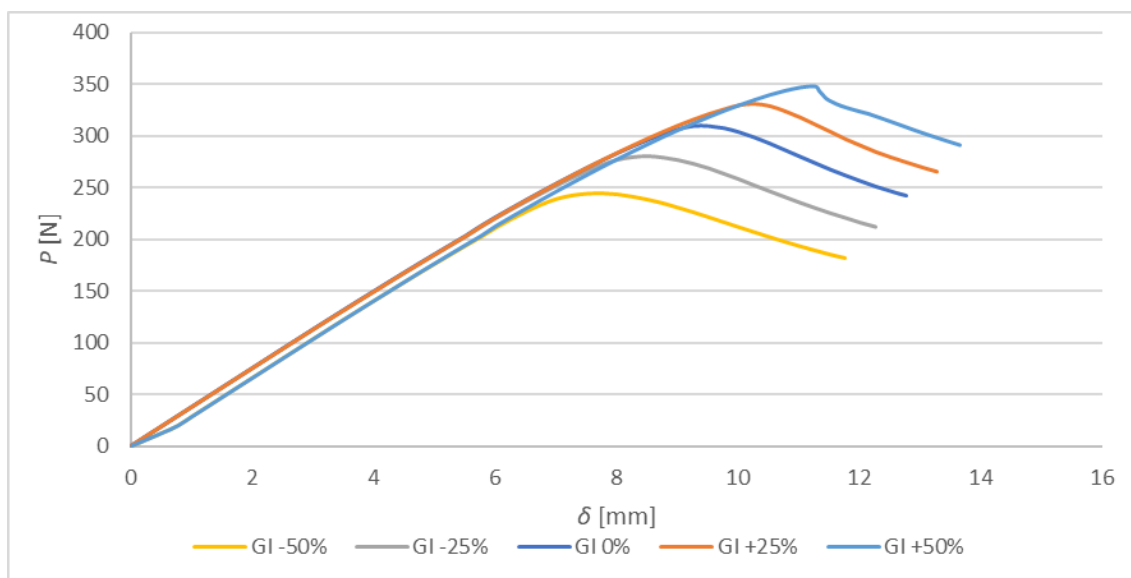
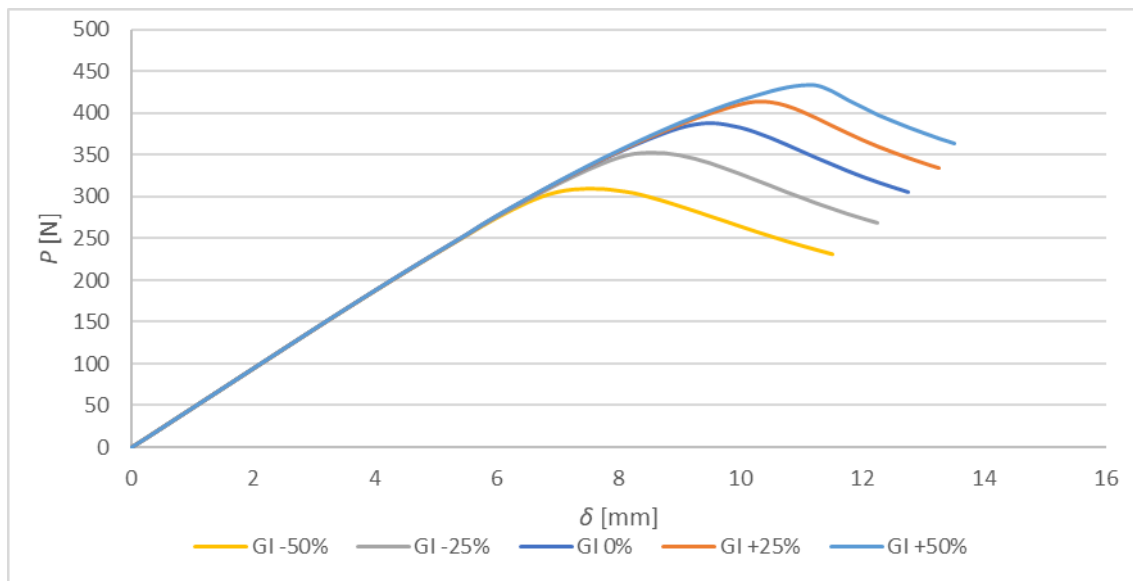
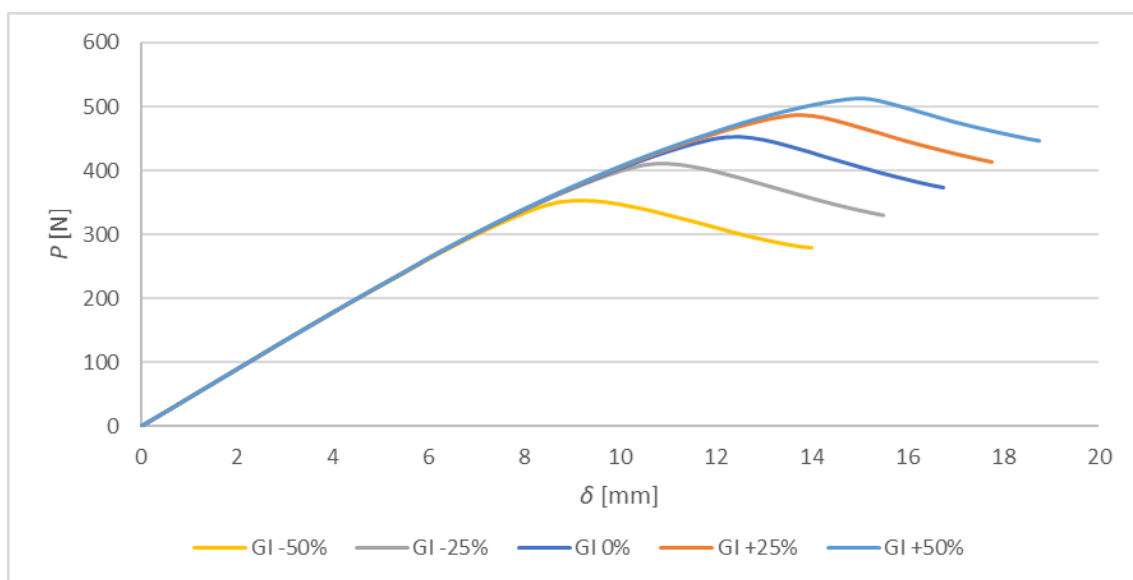


Figura 77 - Análise de sensibilidade ao parâmetro  $G_{IC}$  no provete E01\_2.

Figura 78 - Análise de sensibilidade ao parâmetro  $G_{Ic}$  no provete E02\_5.Figura 79 - Análise de sensibilidade ao parâmetro  $G_{Ic}$  no provete E05\_5.

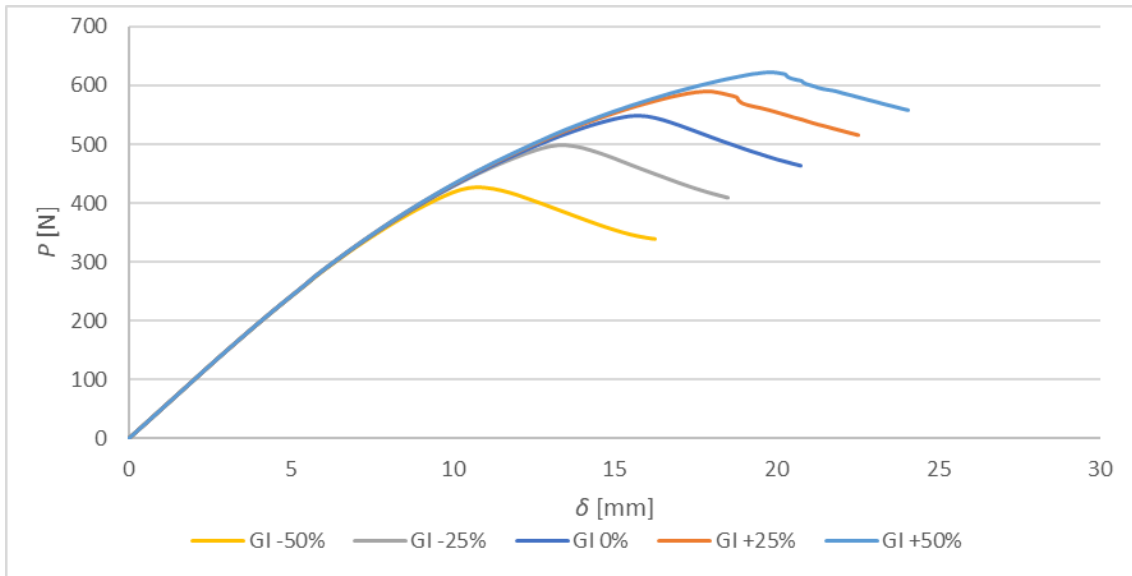


Figura 80 - Análise de sensibilidade ao parâmetro  $G_{IC}$  no provete E10\_4.

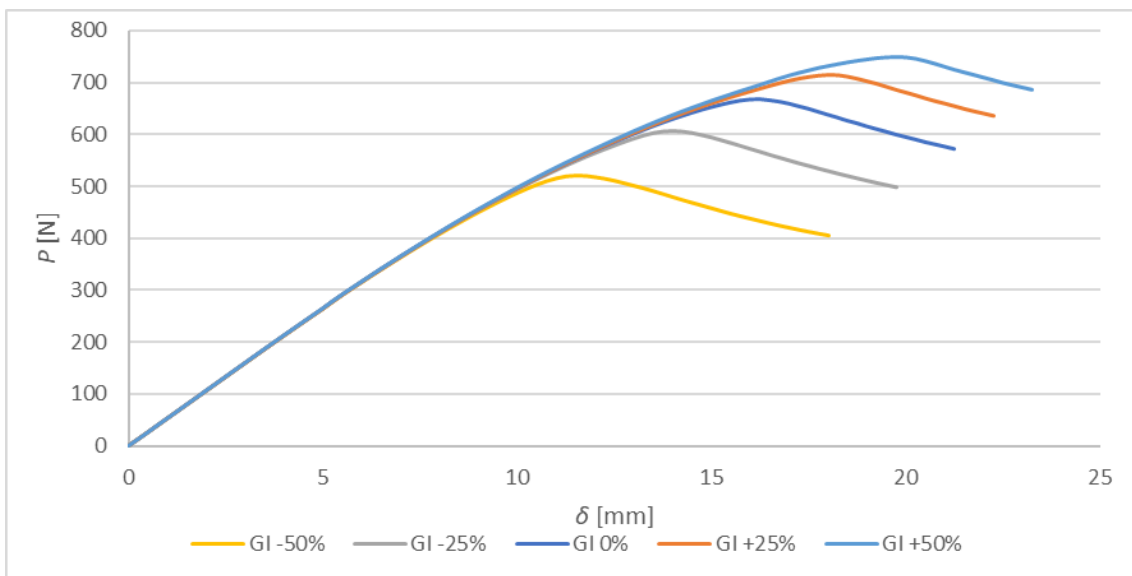
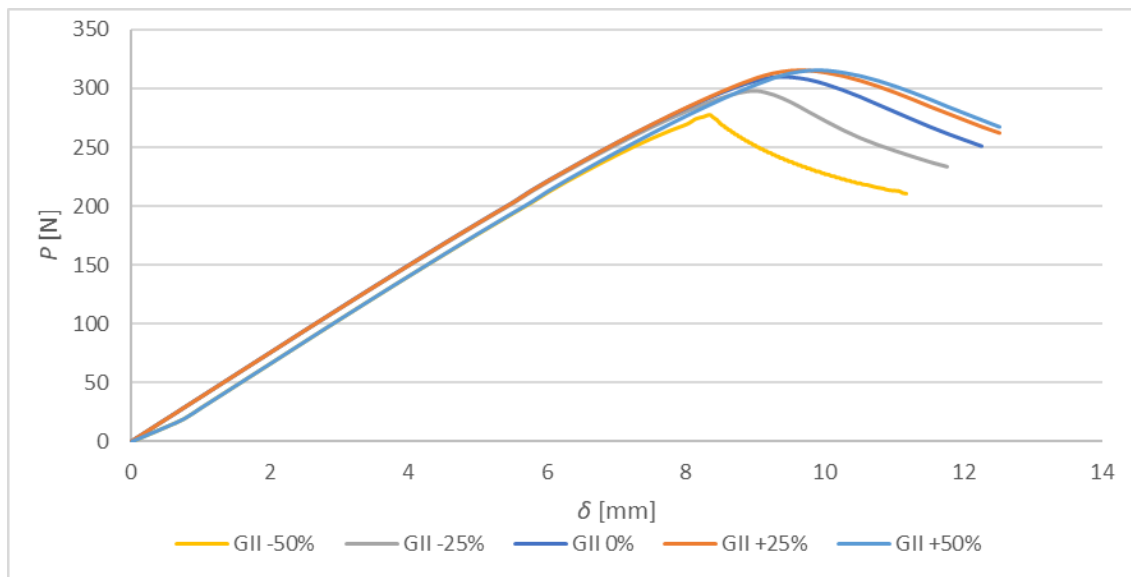
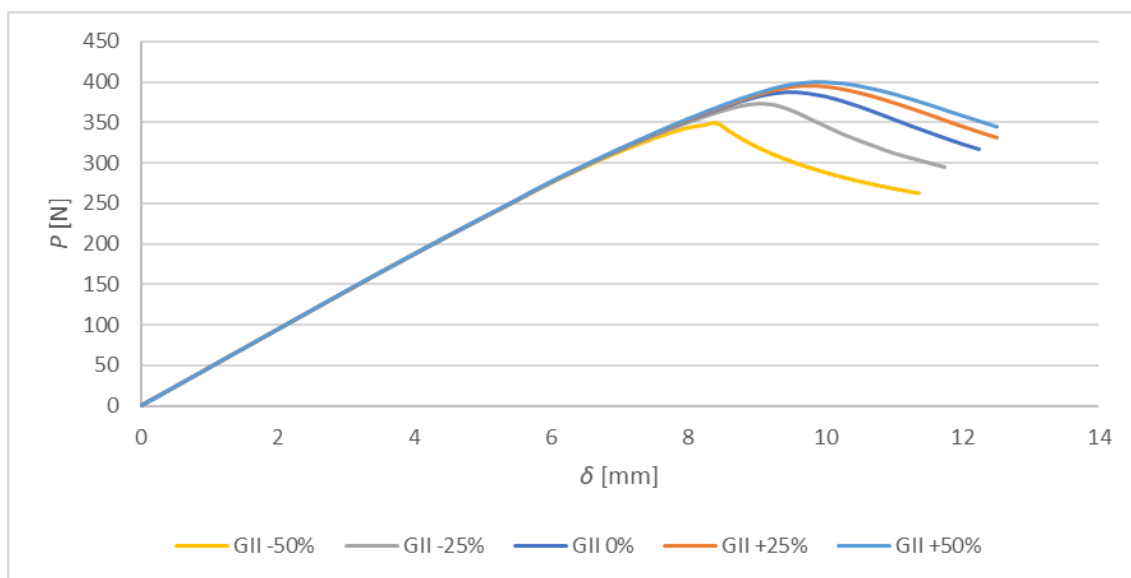
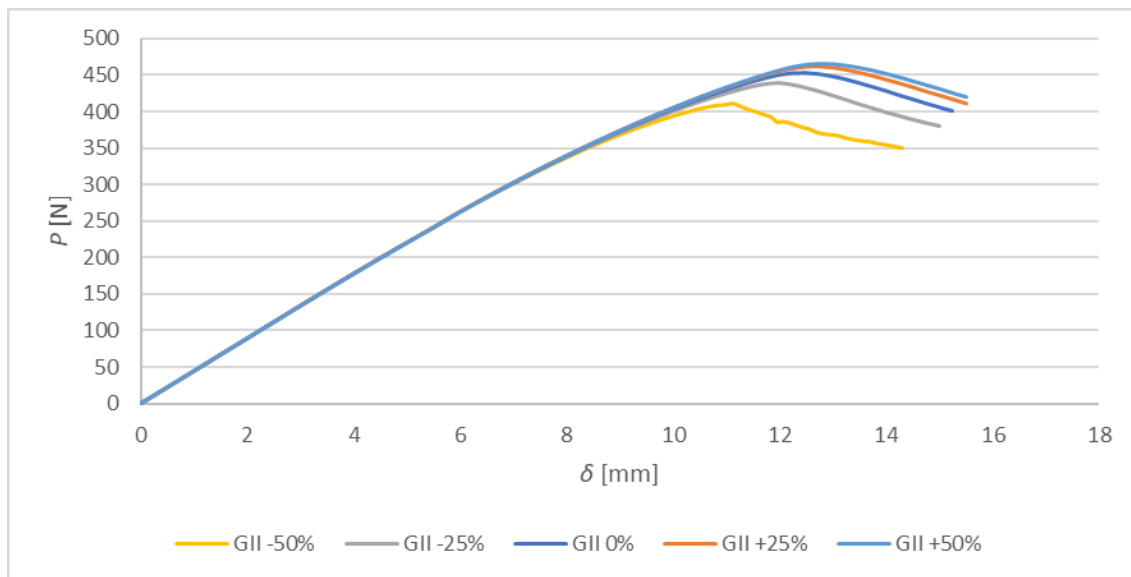
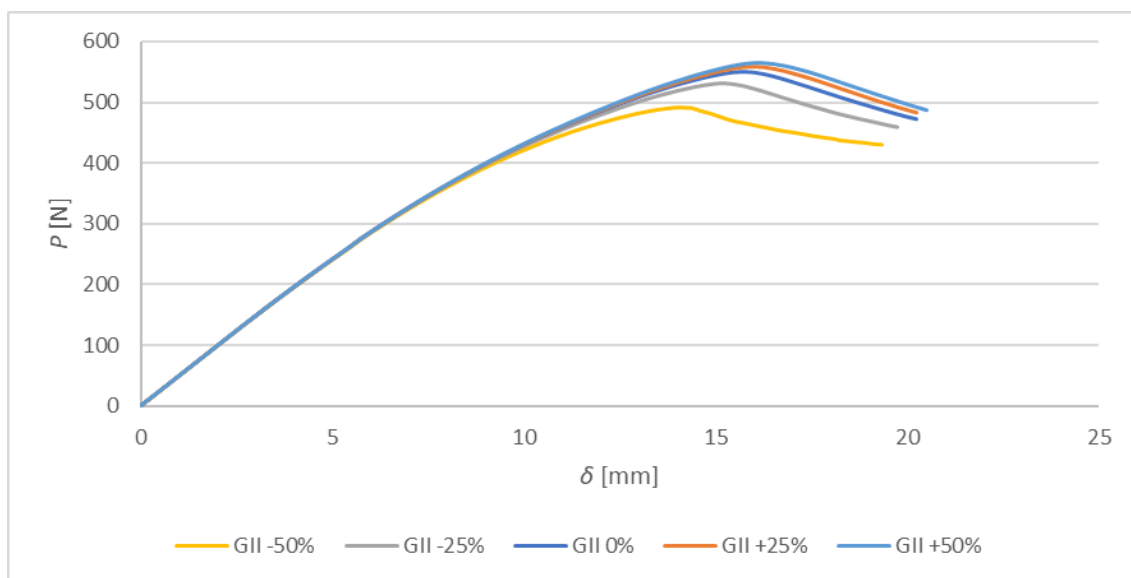


Figura 81 - Análise de sensibilidade ao parâmetro  $G_{IC}$  no provete E20\_1.

Analisando a Figura 77 à Figura 81, correspondendo ao efeito de  $G_{IC}$  nas curvas  $P$ - $\delta$ , consegue-se verificar que a variação de  $G_{IC}$  não altera a rigidez, com a exceção de  $t_A=0,1$  mm, uma vez que o declive das curvas até  $P_{máx}$  mante-se inalterado. Por sua vez, o valor de  $P_{máx}$  e respetivo  $\delta P_{máx}$  é alterado consideravelmente com alteração de  $G_{IC}$ . À medida que  $G_{IC}$  aumenta, o aumento de  $P_{máx}$  e  $\delta P_{máx}$  é menor. Pelo contrário, à medida que  $G_{IC}$  diminui,  $P_{máx}$  e  $\delta P_{máx}$  diminui de forma acentuada, efeito este que é mais notório à medida que  $t_A$  aumenta.

Figura 82 - Análise de sensibilidade ao parâmetro  $G_{IIc}$  no provete E01\_2.Figura 83 - Análise de sensibilidade ao parâmetro  $G_{IIc}$  no provete E02\_5.

Figura 84 - Análise de sensibilidade ao parâmetro  $G_{IIc}$  no provete E05\_5.Figura 85 - Análise de sensibilidade ao parâmetro  $G_{IIc}$  no provete E10\_4.

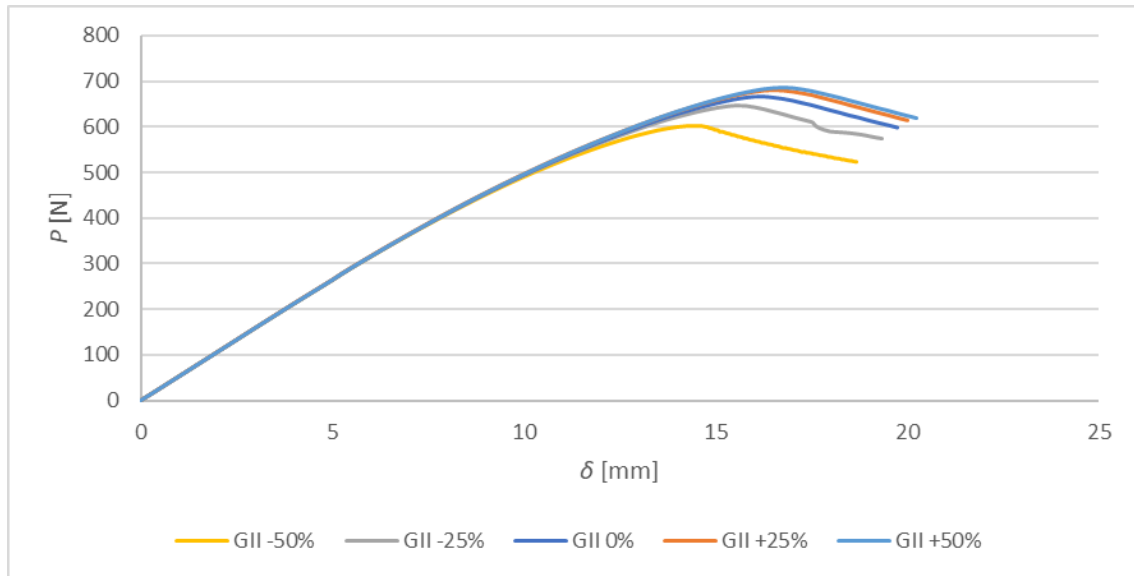


Figura 86 - Análise de sensibilidade ao parâmetro  $G_{IIc}$  no provete E20\_1.

Analisando a Figura 82 à Figura 86, que dizem respeito ao efeito de  $G_{IIc}$ , verifica-se que a variação de  $G_{IIc}$  no geral não altera a rigidez, mais uma vez com a exceção de  $t_A=0,1$  mm, como acontece com a variação de  $G_{Ic}$ . O aumento de  $G_{IIc}$  não tem muita influência no valor de  $P_{m\acute{a}x}$ , aumentando um pouco o seu valor. Por outro lado, a diminuição  $G_{IIc}$  tem bastante influência no valor de  $P_{m\acute{a}x}$ , diminuindo o seu valor consideravelmente à medida que  $G_{IIc}$  diminui, chegando mesmo a existir uma pequena variação de rigidez perto do valor de  $P_{m\acute{a}x}$ .

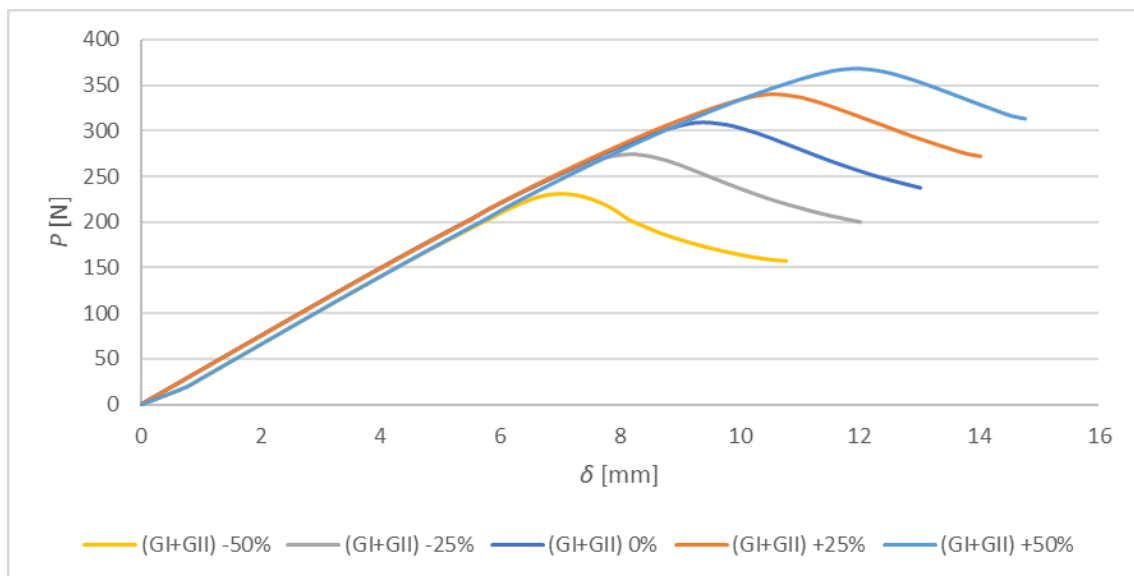
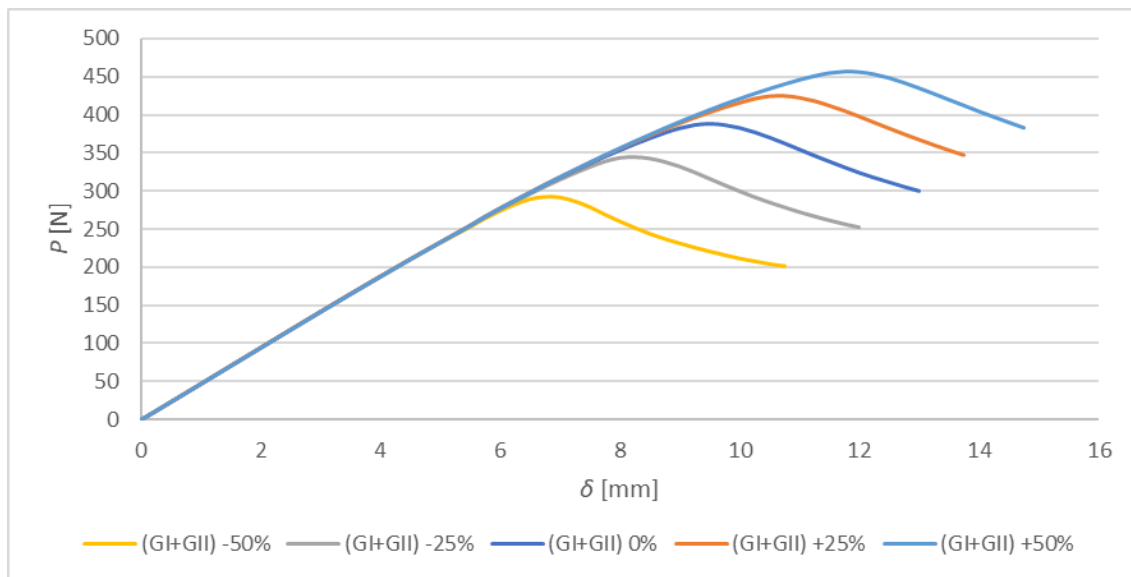
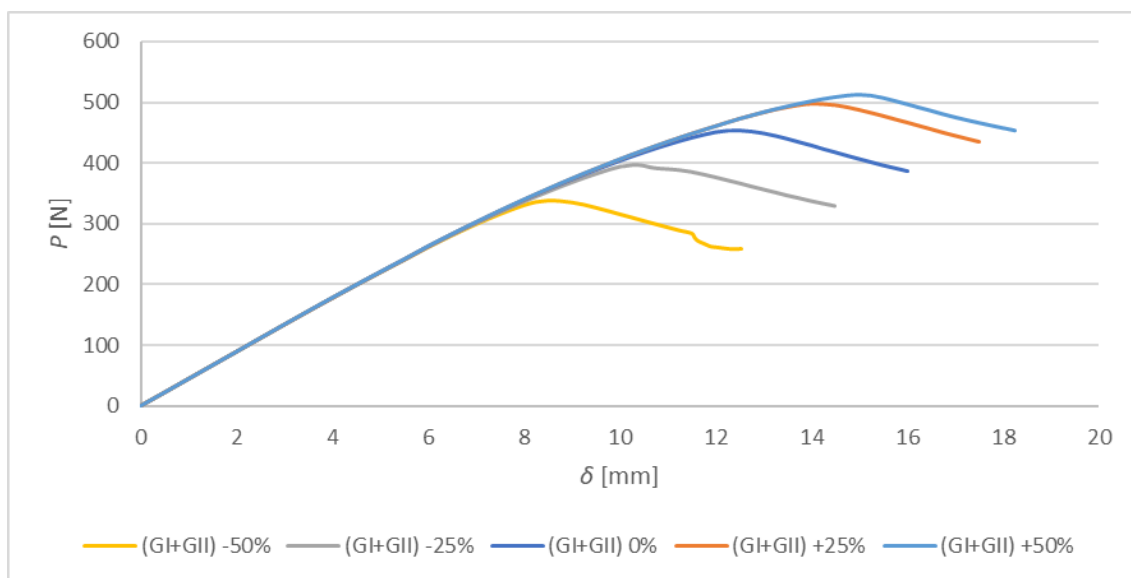


Figura 87 - Análise de sensibilidade aos parâmetros  $G_{Ic}$  e  $G_{IIc}$  agrupados no provete E01\_2.

Figura 88 - Análise de sensibilidade aos parâmetros  $G_{IC}$  e  $G_{IIC}$  agrupados no provete E02\_5.Figura 89 - Análise de sensibilidade aos parâmetros  $G_{IC}$  e  $G_{IIC}$  agrupados no provete E05\_5.

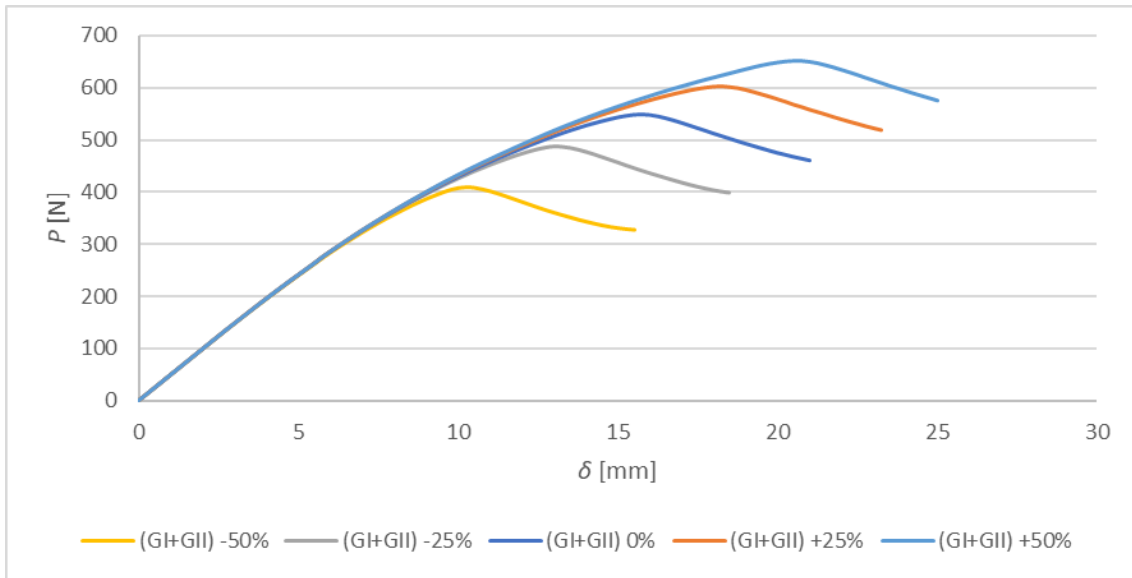


Figura 90 - Análise de sensibilidade aos parâmetros  $G_{IC}$  e  $G_{IIC}$  agrupados no provete E10\_4.

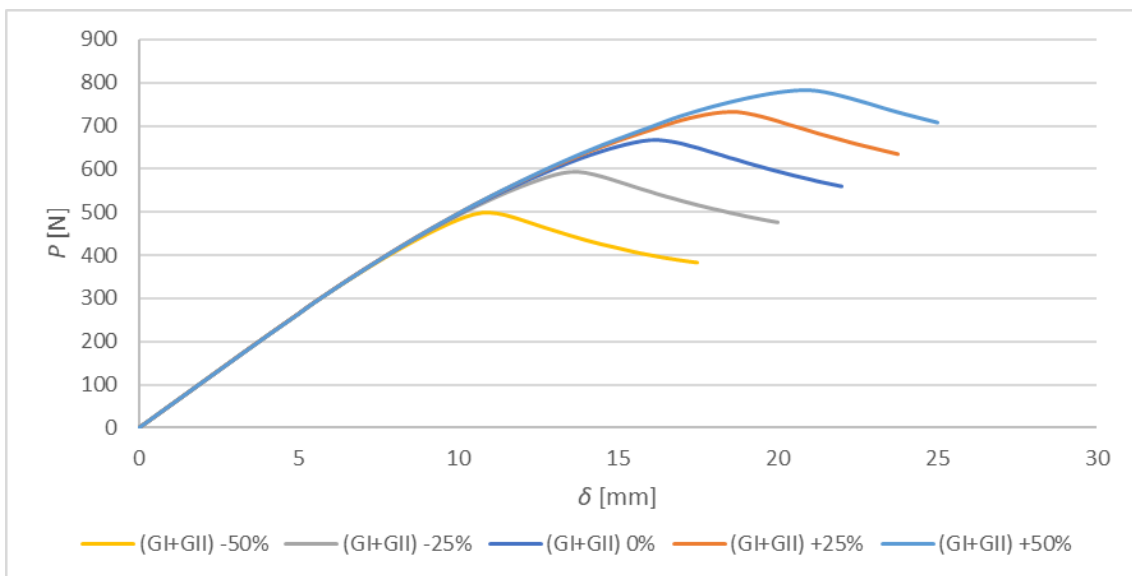


Figura 91 - Análise de sensibilidade aos parâmetros  $G_{IC}$  e  $G_{IIC}$  agrupados no provete E20\_1.

Na Figura 87 à Figura 91 pode-se observar o efeito da variação simultânea de  $G_{IC}$  e  $G_{IIC}$ . Como era de esperar, a rigidez manteve-se praticamente inalterada até  $P_{máx}$ , com a exceção de  $t_A=0,1$  mm, à semelhança do concluído para  $G_{IC}$  e  $G_{IIC}$ , individualmente. Como cada parâmetro influenciou  $P_{máx}$ , quando conjugados, a sua variação é considerável. A variação de  $\delta P_{máx}$  também, com uma variação maior com redução de  $G_{IC}$  e  $G_{IIC}$ .

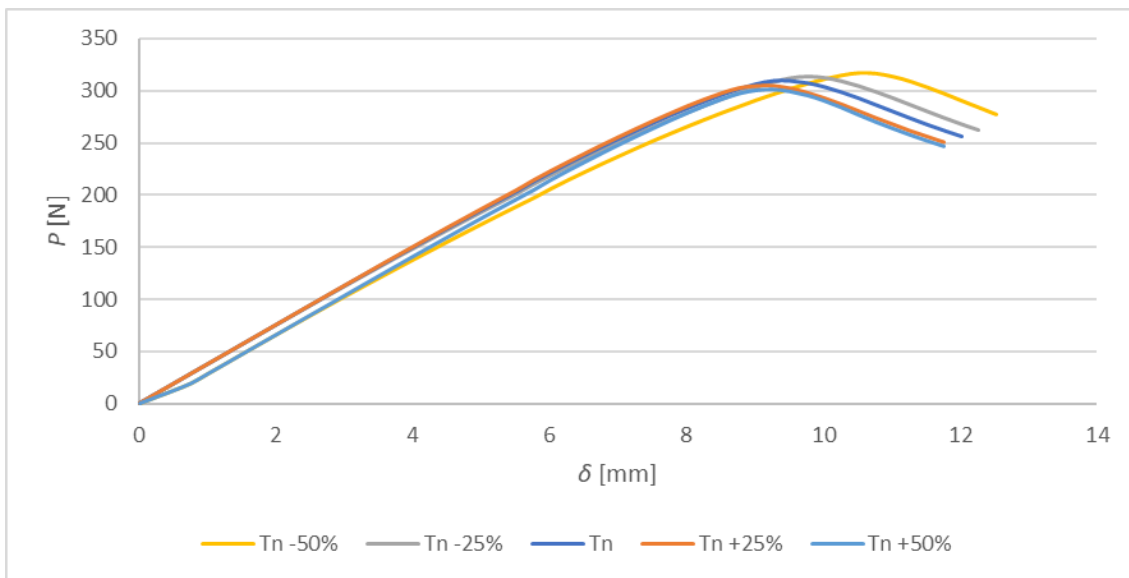


Figura 92 - Análise de sensibilidade ao parâmetro  $t_n^0$  no provete E01\_2.

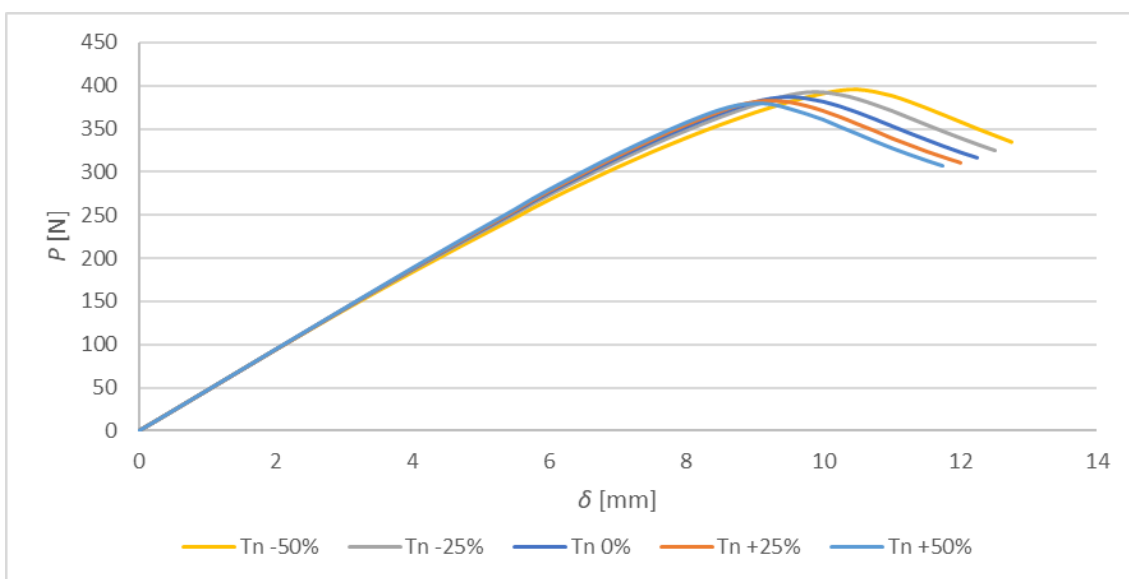
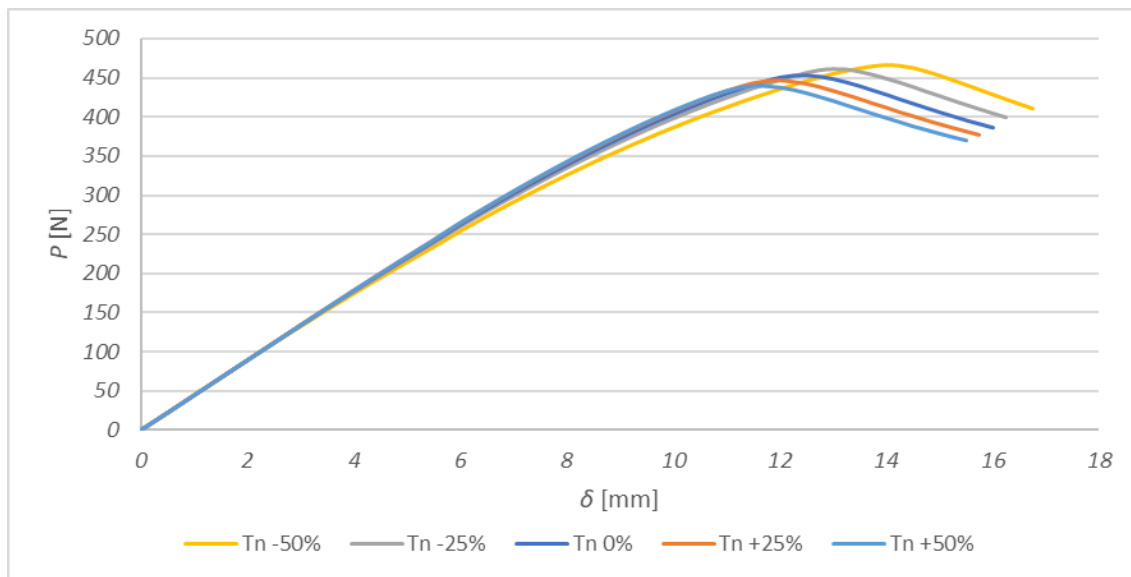
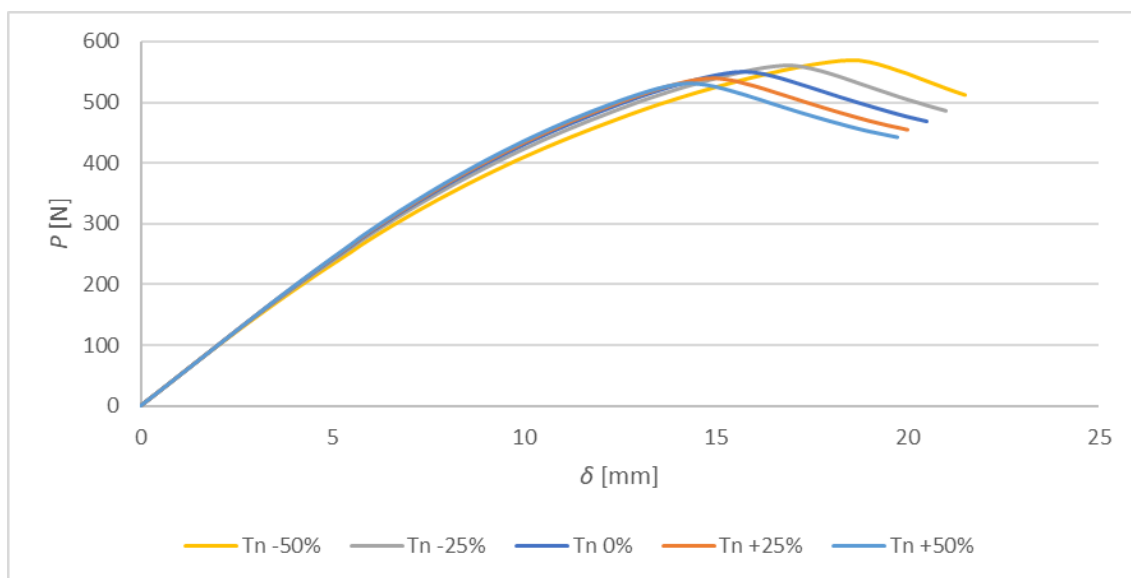


Figura 93 - Análise de sensibilidade ao parâmetro  $t_n^0$  no provete E02\_5.

Figura 94 - Análise de sensibilidade ao parâmetro  $t_n^0$  no provete E05\_5.Figura 95 - Análise de sensibilidade ao parâmetro  $t_n^0$  no provete E10\_4.

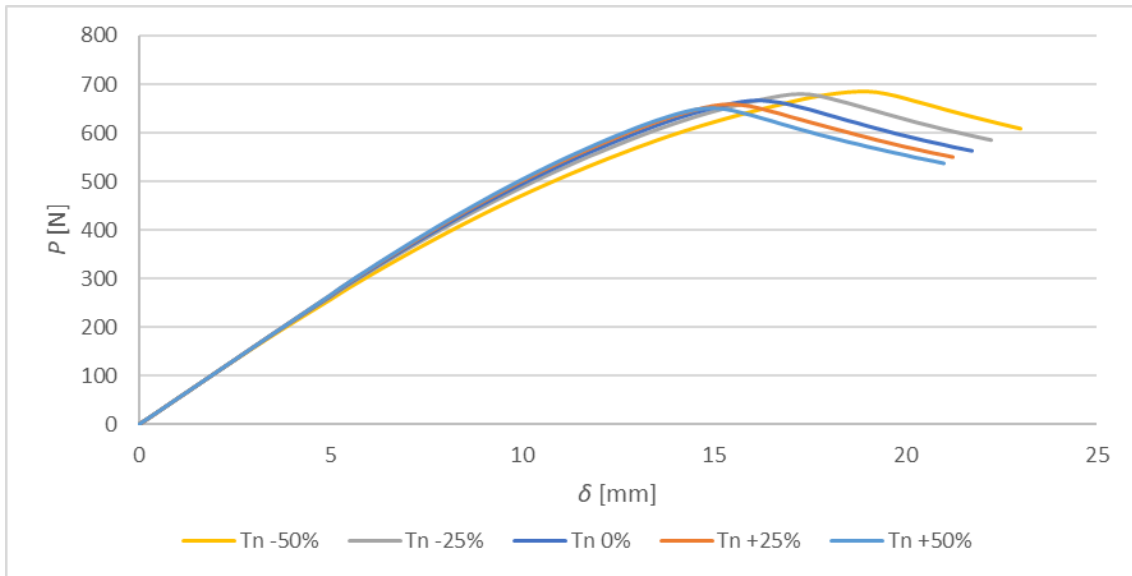


Figura 96 - Análise de sensibilidade ao parâmetro  $t_n^0$  no provete E20\_1.

Como mostra a Figura 92 à Figura 96, no que concerne à influência de  $t_n^0$  em  $P_{máx}$ , os efeitos são inversos, isto é, quando se aumenta  $t_n^0$ ,  $P_{máx}$  diminui ligeiramente, e quando  $t_n^0$  diminui  $P_{máx}$  aumenta em maior valor. A influência no  $\delta$  é igual a  $P_{máx}$ . A rigidez sofre alterações substanciais à medida que  $t_n^0$  diminui, e em  $t_A=0,1$  mm também se verifica uma mudança na rigidez no início da curva  $P$ - $\delta$ .

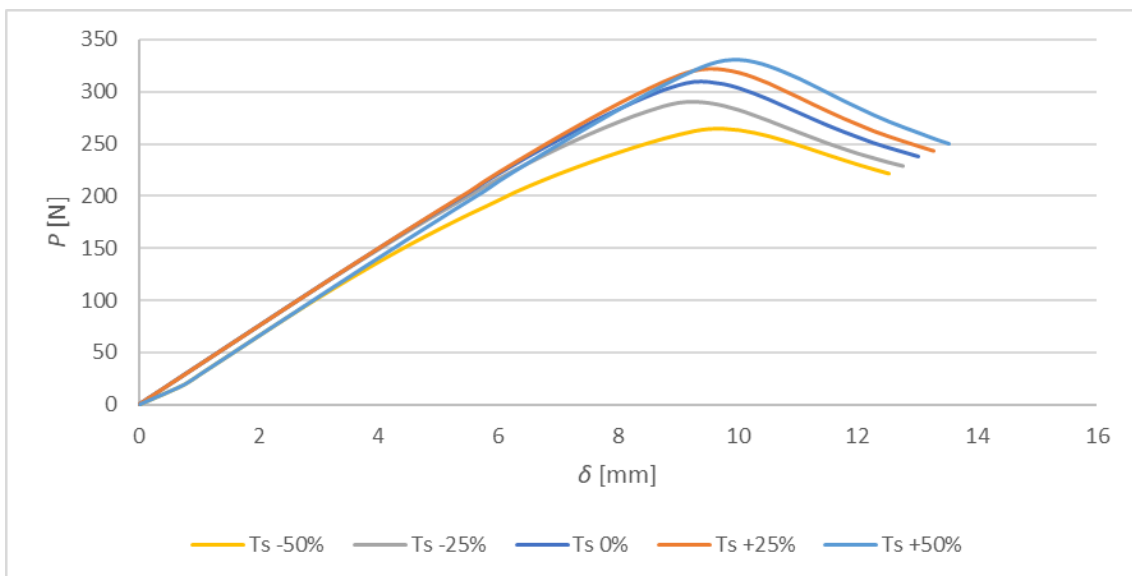
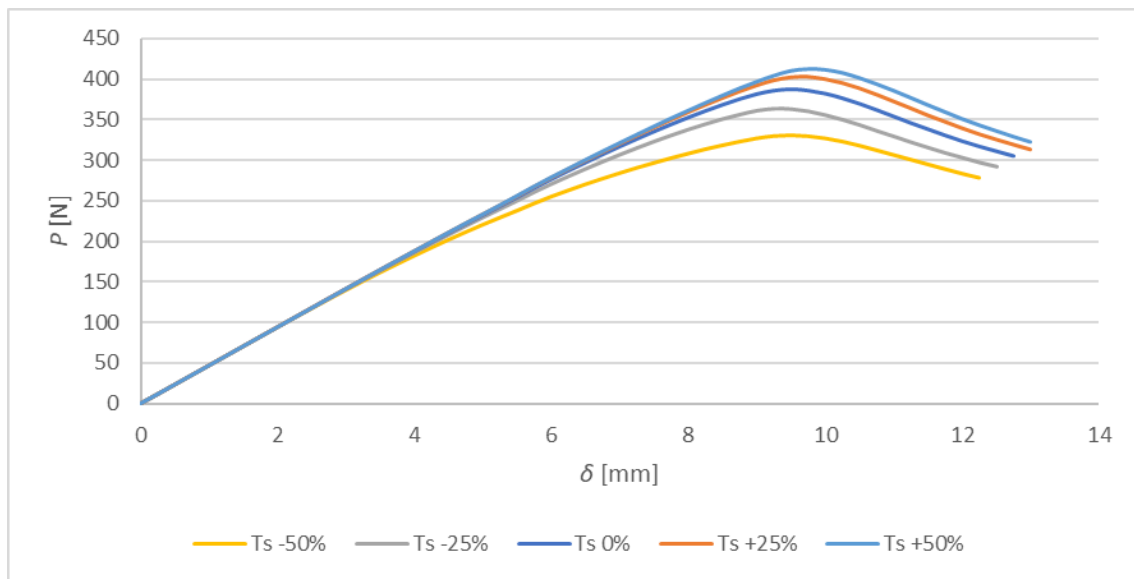
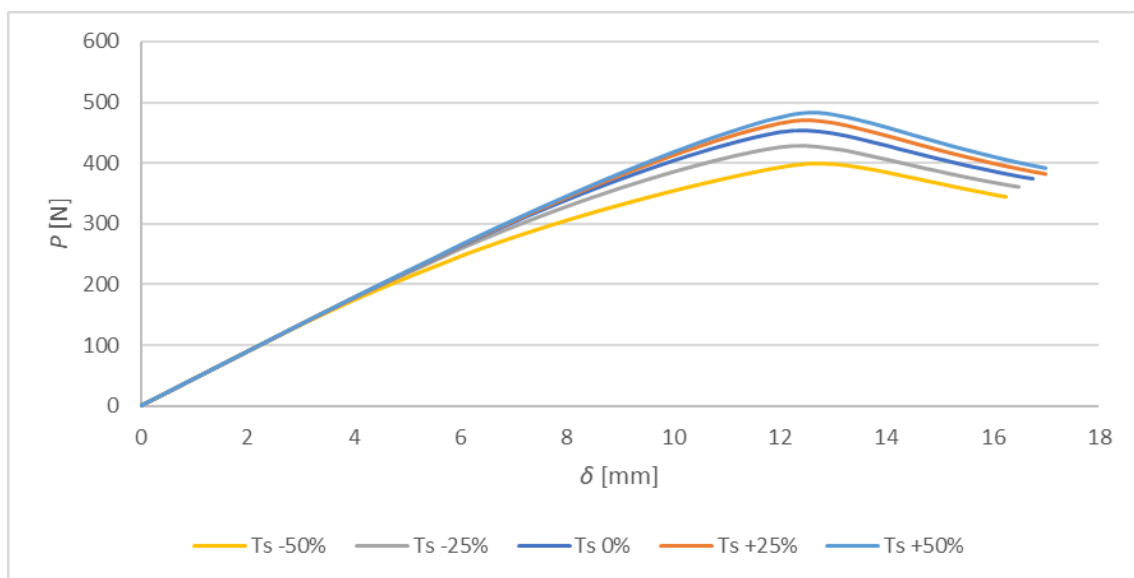


Figura 97 - Análise de sensibilidade ao parâmetro  $t_s^0$  no provete E01\_2.

Figura 98 - Análise de sensibilidade ao parâmetro  $t_s^0$  no provete E02\_5.Figura 99 - Análise de sensibilidade ao parâmetro  $t_s^0$  no provete E05\_5.

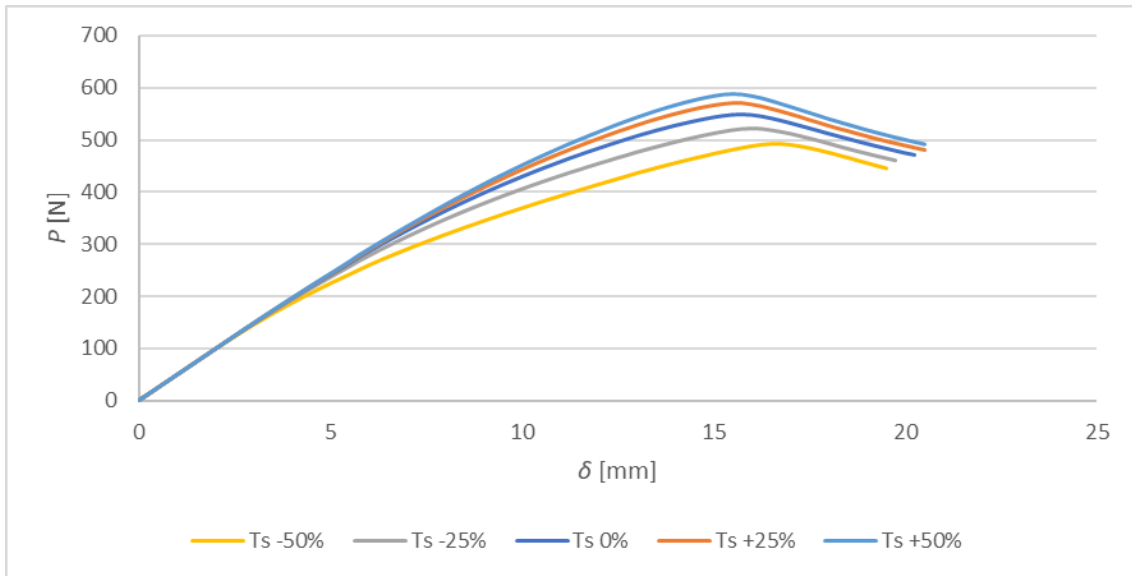


Figura 100 - Análise de sensibilidade ao parâmetro  $t_s^0$  no provete E10\_4.

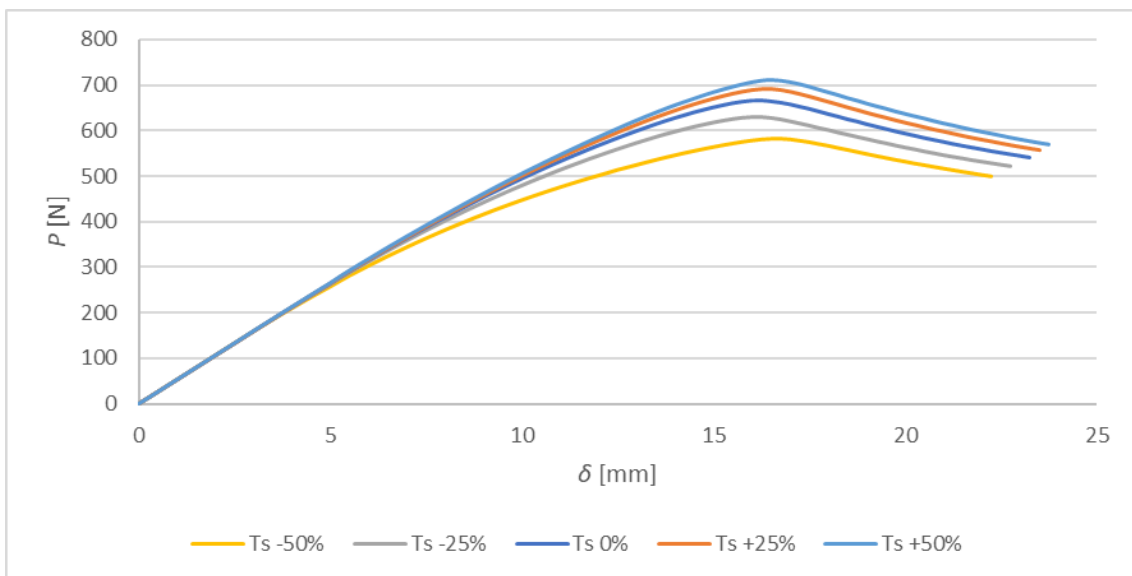


Figura 101 - Análise de sensibilidade ao parâmetro  $t_s^0$  no provete E20\_1.

Analisando a Figura 97 à Figura 101, que dizem respeito ao efeito de  $t_s^0$ , verifica-se que a sua variação altera a rigidez, tendo mais influência quando  $t_s^0$  diminui. É notável em todas as  $t_A$  que, quando  $t_s^0$  é mais baixo, a variação de rigidez tem lugar logo no início da curva, quando  $P$  é sensivelmente metade de  $P_{máx}$ . A variação de  $t_s^0$  também tem influência no valor de  $P_{máx}$ , sendo mais notável quando  $t_s^0$  diminui. Por outro lado, à medida que  $t_s^0$  aumenta, verifica-se pouca variação no valor de  $P_{máx}$ . A variação de  $t_s^0$

aparenta ter pouca influência em  $\delta P_{\text{máx}}$ , contudo quando  $t_s^0$  assume valores mais baixos, os valores de  $\delta P_{\text{máx}}$  aumentam.

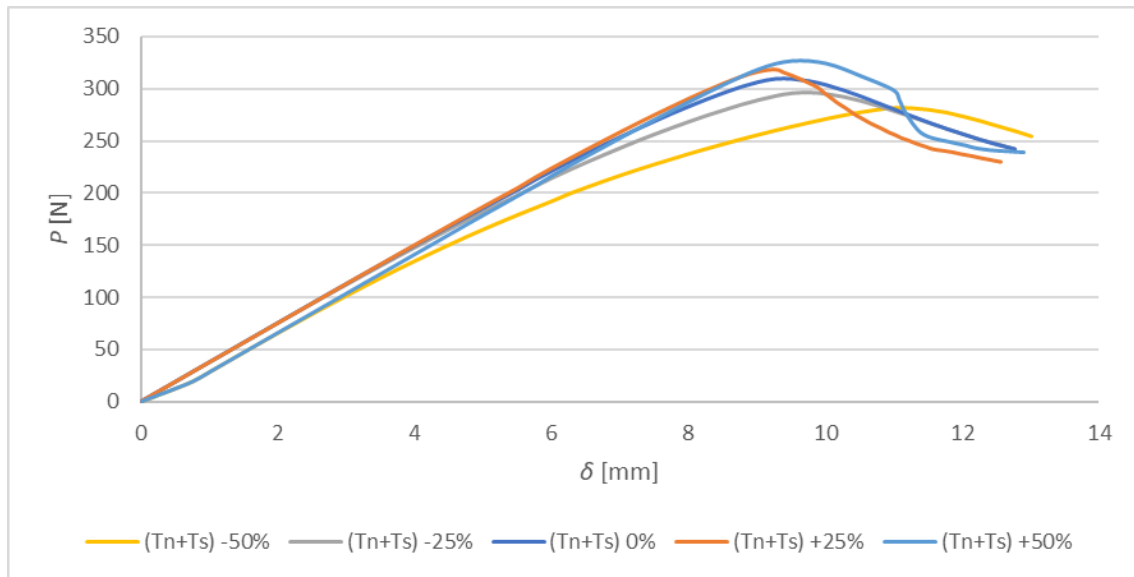


Figura 102 - Análise de sensibilidade ao parâmetro  $t_n^0$  e  $t_s^0$  no provete E01\_2.

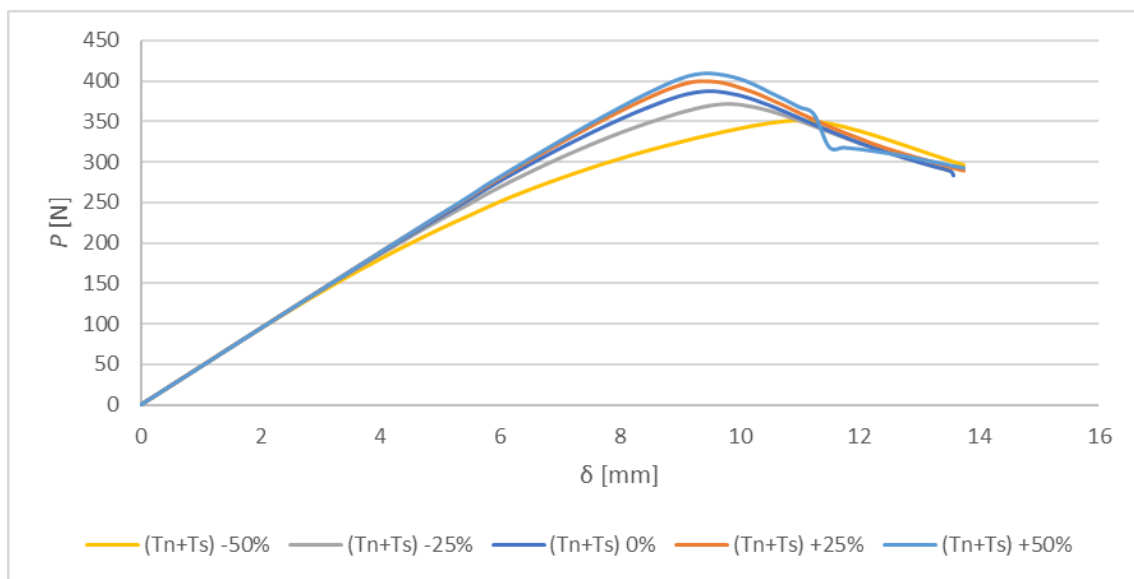
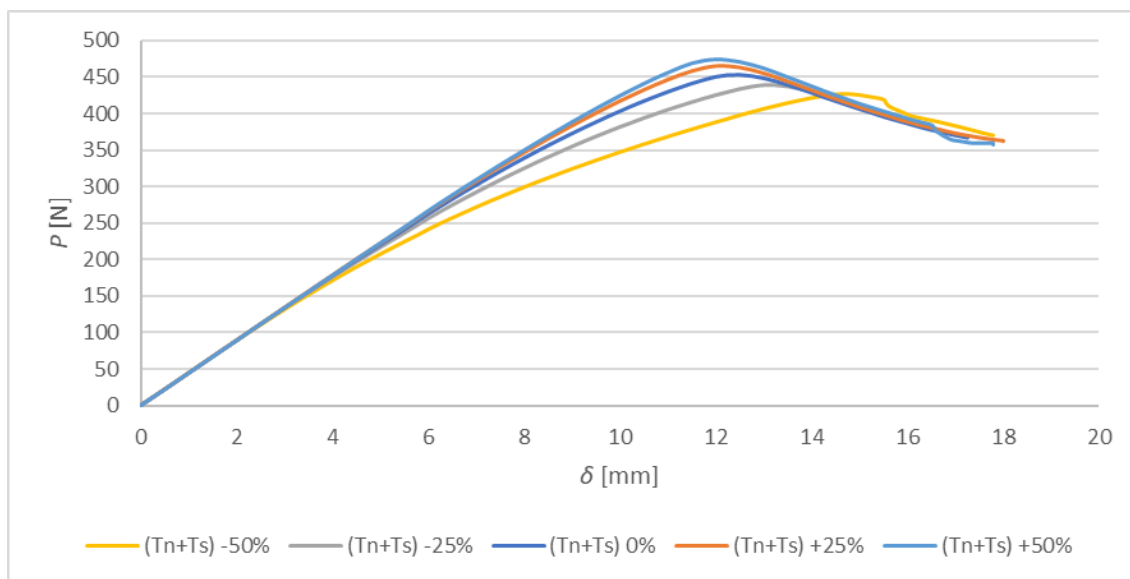
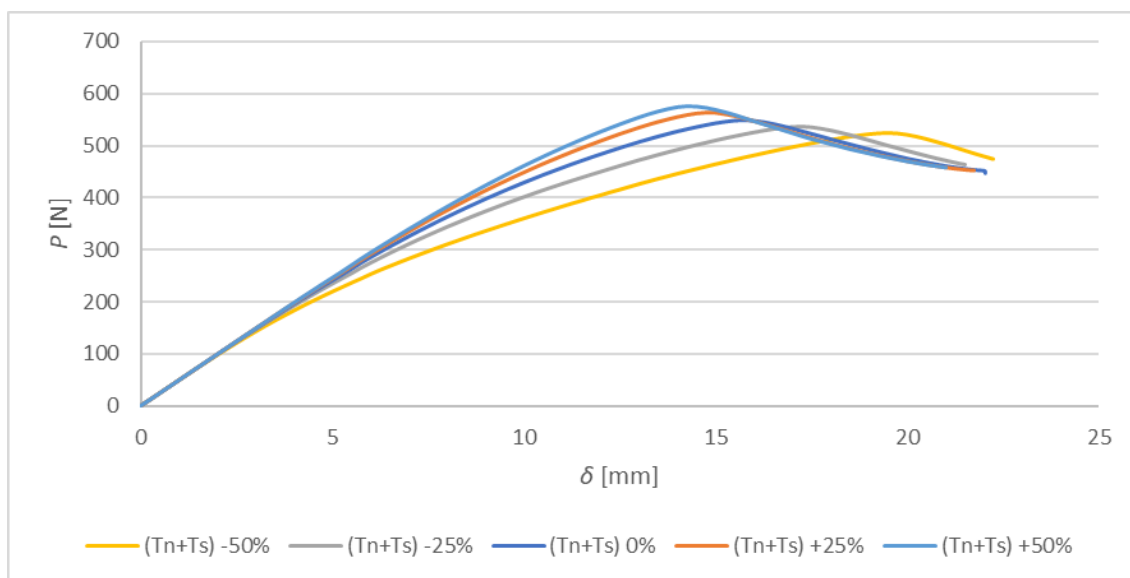


Figura 103 - Análise de sensibilidade ao parâmetro  $t_n^0$  e  $t_s^0$  no provete E02\_5.

Figura 104 - Análise de sensibilidade ao parâmetro  $t_n^0$  e  $t_s^0$  no provete E05\_5.Figura 105 - Análise de sensibilidade ao parâmetro  $t_n^0$  e  $t_s^0$  no provete E10\_4.

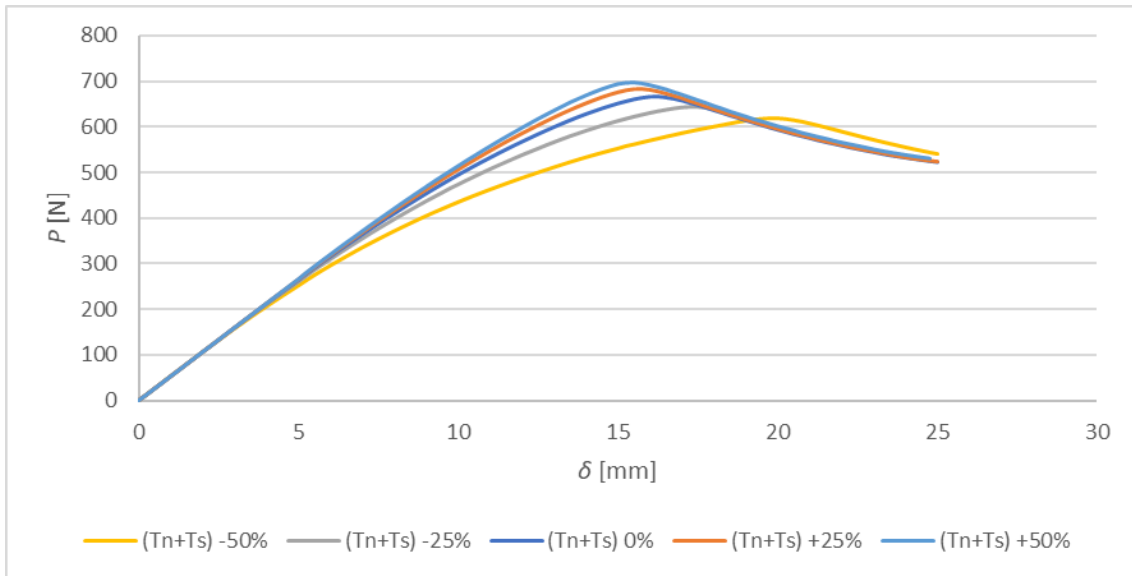


Figura 106 - Análise de sensibilidade ao parâmetro  $t_n^0$  e  $t_s^0$  no provete E20\_1.

Na Figura 102 à Figura 106 pode-se observar os efeitos da conjugação da variação simultânea de  $t_n^0$  e  $t_s^0$ . A variação de  $P_{m\acute{a}x}$  com o aumento dos dois parâmetros é pequena, o mesmo não se verifica com a sua diminuição, onde se pode observar uma diminuição substancial de  $P_{m\acute{a}x}$ . O efeito na rigidez é igual ao efeito em  $P_{m\acute{a}x}$ , com pouca influência quando os dois parâmetros aumentam e muita influência quando os parâmetros diminuem.

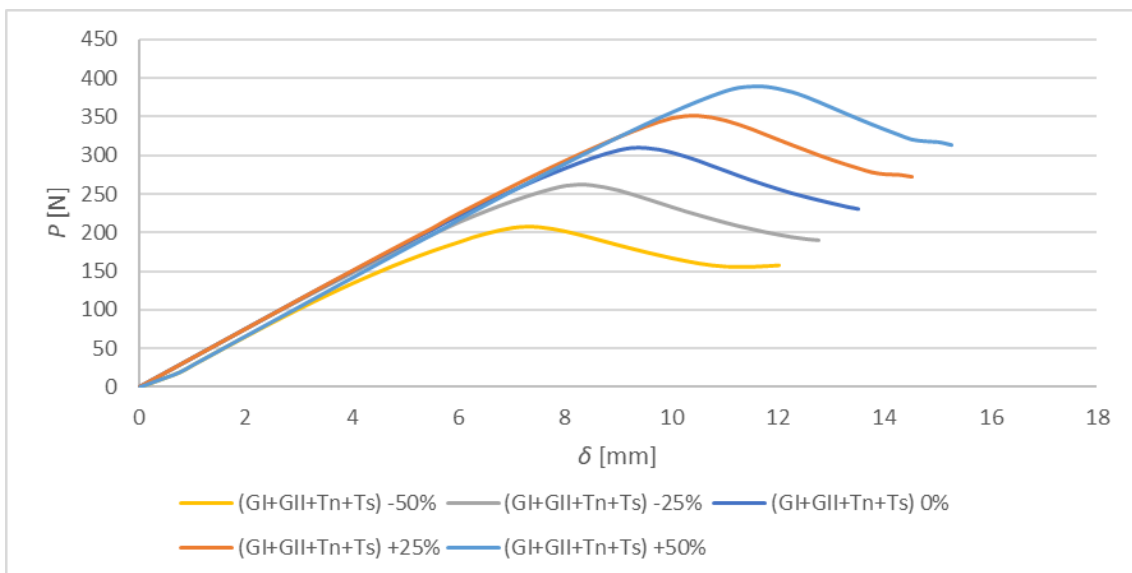


Figura 107 - Análise de sensibilidade à variação dos vários parâmetros analisados no provete E01\_2.

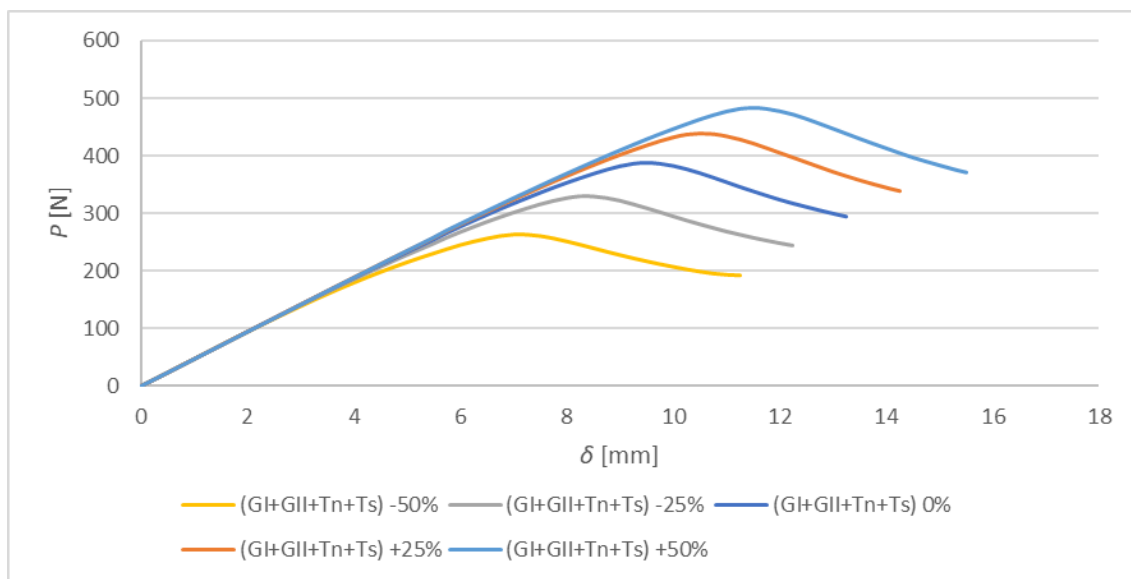


Figura 108 - Análise de sensibilidade à variação dos vários parâmetros analisados no provete E02\_5.

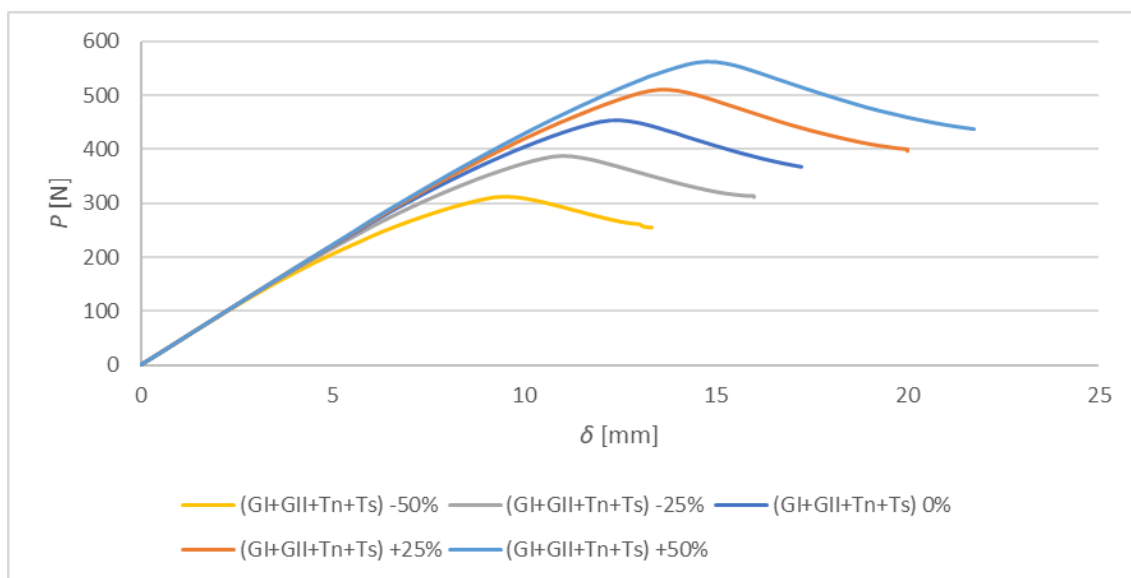


Figura 109 - Análise de sensibilidade à variação dos vários parâmetros analisados no provete E05\_5.

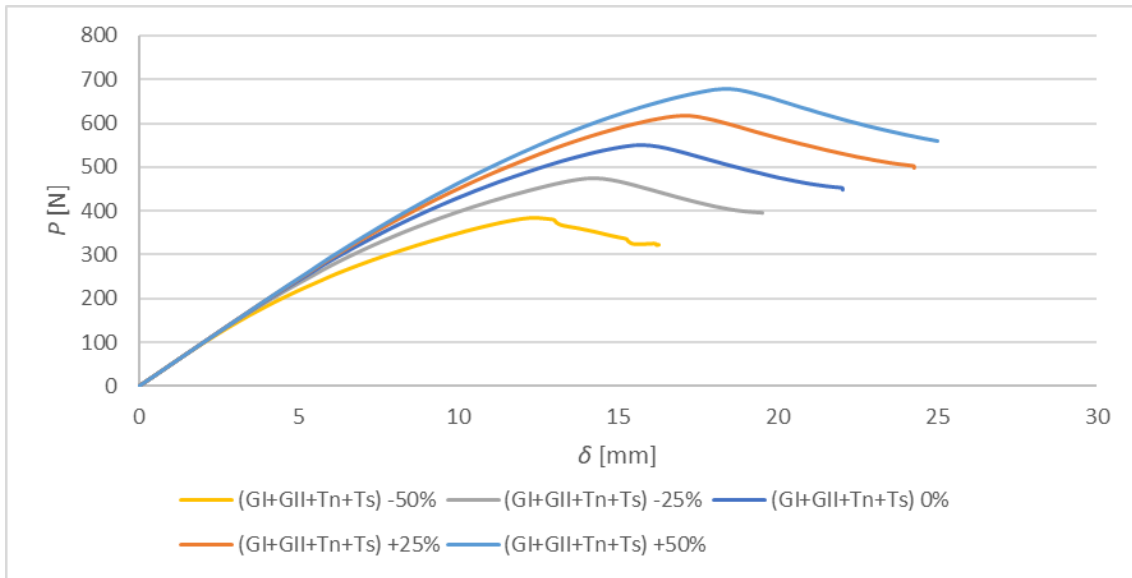


Figura 110 - Análise de sensibilidade à variação dos vários parâmetros analisados no provete E10\_4.

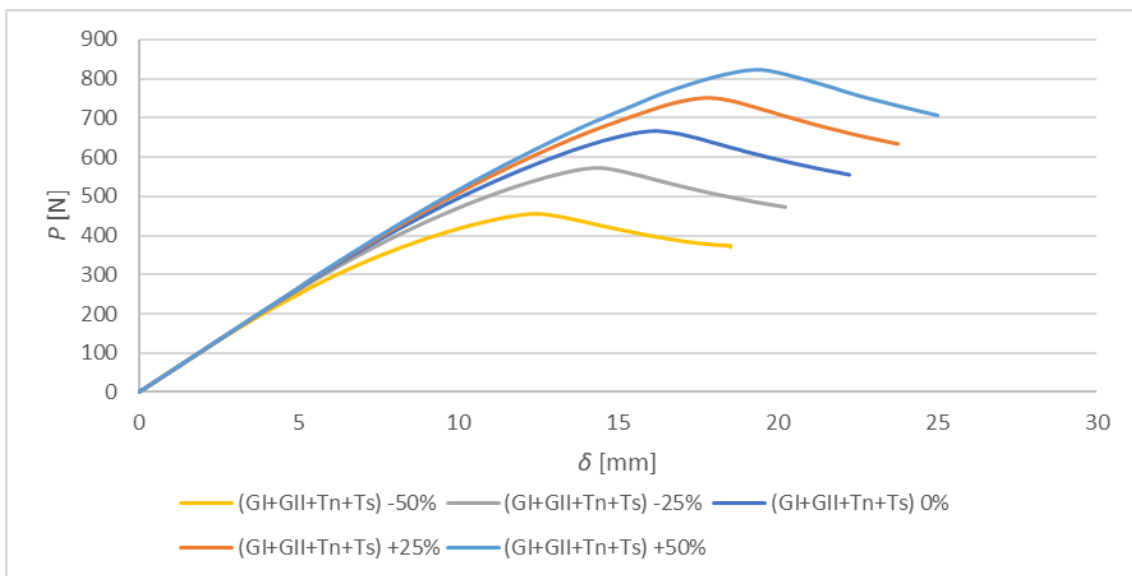


Figura 111 - Análise de sensibilidade à variação dos vários parâmetros analisados no provete E20\_1.

Na Figura 107 à Figura 111 estão registados os efeitos na curva  $P-\delta$  da variação simultânea dos quatro parâmetros analisados. Pode-se observar que  $P_{\text{máx}}$  apresentou uma variação significativa devido aos efeitos de  $G_{Ic}$  e  $G_{IIc}$  e que a rigidez teve alterações à medida que  $t_n^0$  e  $t_s^0$  variam.

Analisando os resultados obtidos neste estudo, observa-se que as curvas da Figura 107 à Figura 111 apresentam um efeito bastante parecido com as curvas observadas na

Figura 77 à Figura 81, que correspondem ao efeito de  $G_{Ic}$ . Esse facto leva a concluir que o parâmetro que mais afeta a curva  $P$ - $\delta$  é  $G_{Ic}$ . É notório que o parâmetro  $t_n^0$  é o que afeta mais a rigidez da curva  $P$ - $\delta$ , mas o que mais altera os valores de  $P_{máx}$  e  $\delta P_{máx}$  é  $G_{Ic}$ . Os restantes parâmetros coesivos têm pouca influência na curva  $P$ - $\delta$ .

**CONCLUSÕES E PROPOSTAS DE  
TRABALHOS FUTUROS**



## 4 CONCLUSÕES E PROPOSTAS DE TRABALHOS FUTUROS

Existem vários ensaios experimentais para a caracterização à fratura das juntas adesivas, para os diferentes modos de carregamento, como DCB para modo I, ENF para modo II e o SLB para modo misto. Nesses ensaios pode-se avaliar o efeito das alterações de parâmetros das juntas adesivas, como a  $t_A$ , onde se verifica que existe uma  $t_A$  ótima para que a junta tenha o máximo de resistência.

Nesta dissertação, foi estudado numericamente o efeito de  $t_A$  no comportamento em modo misto de um adesivo estrutural pelo ensaio SLB, como complemento a um estudo experimental anteriormente realizado. Após análise dos valores experimentais obtidos no ensaio SLB do adesivo Sikaforce® 7752, conclui-se que os resultados apresentam uma baixa repetibilidade no que diz respeito às curvas  $P$ - $\delta$  de cada  $t_A$ . A determinação de  $G_I$  e  $G_{II}$  experimentais, usando os 6 modelos de redução de dados, revelou resultados similares entre eles.

As simulações numéricas, independentemente da dispersão dos resultados experimentais, conseguiram bom ajuste das conclusões deste trabalho até  $t_A=1,0$  mm, como se pode observar através das comparações entre as curvas  $P$ - $\delta$  experimentais e numéricas. Por outro lado, existe maior diferença entre os resultados experimentais e numéricos para  $t_A=2,0$  mm, o que pode ser explicado pela lei coesiva utilizada.

Nas simulações numéricas utilizou-se o envelope de fratura de expoente  $\alpha=2$  na lei de propagação de dano, valor que foi retirado do trabalho experimental para  $t_A=1,0$  mm. Era expectável que se obtivesse os mesmos resultados de envelope de fratura para as simulações numéricas, mas apenas para  $t_A=0,1$  e  $t_A=0,2$  mm tal se observou. Para as restantes  $t_A$ , os valores de  $\alpha$  foram mais baixos. Por outro lado, os pontos nos respetivos envelopes de fratura apresentaram pouca dispersão, com a exceção dos pontos para  $t_A=0,2$  mm.

Pela análise de sensibilidade dos parâmetros coesivos  $G_{Ic}$ ,  $G_{IIc}$ ,  $t_n^0$  e  $t_s^0$  efetuada às  $t_A$  estudadas, pode-se concluir que os parâmetros  $G_{Ic}$  e  $G_{IIc}$  têm uma grande influência nos  $P_{m\acute{a}x}$  dos ensaios, principalmente  $G_{Ic}$ . Também se observou que esta influência é mais acentuada quando os valores de  $G_{Ic}$  e  $G_{IIc}$  são diminuídos. Os parâmetros  $G_{Ic}$  e  $G_{IIc}$  não têm influência notória na rigidez. Também se pode concluir que  $t_n^0$  e  $t_s^0$  têm alguma influência nos valores de  $P_{m\acute{a}x}$  das curvas  $P$ - $\delta$ , enquanto para a rigidez a variação destes parâmetros tem uma influência considerável. A influência na rigidez de  $t_n^0$  e  $t_s^0$  é mais notória quando se reduzem os seus valores. Em todos os parâmetros estudados, com exceção de  $t_n^0$ , a variação de força máxima e rigidez é proporcional.

Como sugestões para possíveis trabalhos futuros, apresentam-se os seguintes:

- Estudar o efeito de  $t_A$  em adesivos com comportamentos distintos;
- Confirmar os envelopes de fratura obtidos com outras configurações de ensaios que permitam testar rácios de modo misto diferentes;
- Validar as leis coesivas e expoentes de modo misto obtidas em função de  $t_A$  com ensaios experimentais de juntas reais em modo misto;
- Usar leis coesivas que traduzam de forma mais fiel o comportamento dos adesivos.

**BIBLIOGRAFIA E OUTRAS FONTES  
DE INFORMAÇÃO**



## 5 BIBLIOGRAFIA E OUTRAS FONTES DE INFORMAÇÃO

1. Petrie, E.M., *Handbook of Adhesives and Sealants*. 2000, Nova Iorque, EUA: McGraw-Hill.
2. Chaves, F. *Ligação adesiva*. Workshop Técnico da Ordem dos Engenheiros Available from: [https://www.ordemengenheiros.pt/fotos/dossier\\_artigo/ligacoes\\_adesivas\\_filipe\\_chaves\\_11228090795252c65ea5630.pdf](https://www.ordemengenheiros.pt/fotos/dossier_artigo/ligacoes_adesivas_filipe_chaves_11228090795252c65ea5630.pdf). [Acedido em 15-05-2019]
3. da Silva L. F. M., Ö.A., Adams, R. D. , *Handbook of Adhesion and Technology*. 2011, Berlim, Alemanha: Springer-Verlag.
4. Cognard, P., *Handbook of adhesives and sealants: basic concepts and high tech bonding*. 2005, Amesterdão, Holanda: Elsevier.
5. Arthur H. Landrock, S.E., *Adhesives Technology Handbook*. 2008, Nova Iorque, EUA: William Andrew Inc.
6. Intelligence, M. *ADHESIVES AND SEALANTS MARKET - GROWTH, TRENDS, AND FORECAST (2019 - 2024)*. 2018; Available from: <https://www.mordorintelligence.com/industry-reports/global-adhesives-sealants-market-industry>. [Acedido em 12-04-2019]
7. da Silva, L.F., A.G. Magalhães, and M.F.S.F. Moura, *Juntas Adesivas Estruturais*. 2007, Porto: Publindustria.
8. Red, C. *SAMPE Europe highlights: Composites face challenges in next commercial airframes*. 2011; Available from: <https://www.compositesworld.com/blog/post/sampe-europe-highlights-composites-face-challenges-in-next-commercial-airframes>. [Acedido em 15-05-2019]
9. *Sunstar Suisse S.A., Supporting global automotive innovation with adhesive technology*. Available from: [https://www.sunstar.com/rd/story/weld\\_bonding](https://www.sunstar.com/rd/story/weld_bonding). [Acedido em 03-05-2019]
10. Leitão, A.C.C., *Aplicação de um método de correlação de imagem para a determinação da tenacidade à fratura em corte de adesivos estruturais*. 2015, Tese de Mestrado. Instituto Superior de Engenharia do Porto.
11. Constante, C.J., *Utilização de métodos ópticos de correlação de imagem para a determinação da tenacidade à fractura de adesivos estruturais*. 2014, Tese de Mestrado. Instituto Superior de Engenharia do Porto.
12. Pinto, A.M.G., *Ligações Adesivas entre Materiais Poliméricos com e sem Alteração Superficial dos Substratos*, in *Engenharia Mecânica*. 2007, Tese de Doutoramento. Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto
13. Pocius, A.V. and D.A. Dillard, *Adhesion science and engineering: surfaces, chemistry and applications*, ed. A.V. Pocius. 2002, Amesterdão, Holanda: Elsevier Science B.V.

14. Packham, D.E., *Handbook of Adhesion* 2005, Nova Jersey, EUA: John Wiley & Sons, Ltd.
15. D5573-99, Standard Practice for Classifying Failure Modes in Fiber-Reinforced-Plastic (FRP) Joints. ASTM, 2019
16. Nunes, F.A.A., *Estudo numérico da fratura em modo misto de juntas adesivas pelo ensaio Asymmetric Tapered Double-Cantilever Beam*. 2017, Tese de Mestrado. Instituto Superior de Engenharia do Porto.
17. Her, S.-C., *Stress analysis of adhesively-bonded lap joints*. Composite Structures, 1999. **47**(1-4): p. 673-678.
18. Hsien-Yang Yeh, D.T., *Mixed Mode Fracture Analysis of the Lap Shear Specimen Test Per ASTM D1002*. Journal of reinforced plastics and composites, 2005: p. 839-853.
19. da Silva, L.F., et al., *Testing Adhesive Joints*, ed. D.A.D. Lucas F. M. da Silva, Bamber Blackman, and Robert D. Adams. 2012, Weinheim, Germany: Wiley-VCH Verlag & Co.
20. Buschow, K.H.J., *Encyclopedia of Materials: Science and Technology*. 2001, Amesterdão, Holanda: Elsevier.
21. Dillard, D.A., *Advances in structural adhesive bonding*. 2010, Amesterdão, Holanda: Elsevier.
22. Dunn, D.J., *Engineering and structural adhesives*. Vol. 15. 2004, Shrewsbury, Reino Unido: Smithers Rapra Publishing.
23. Oliveira, B.M.A.d., *Comparação dos métodos ENF e 4-ENF para determinação da tenacidade ao corte de juntas adesivas*. 2016, Tese de Mestrado. Instituto Superior de Engenharia do Porto.
24. Fink, J.K., *Reactive polymers: fundamentals and applications: a concise guide to industrial polymers*. 2017, Nova Iorque, EUA: William Andrew.
25. Esteves, J.L.S., *Estudo do comportamento de adesivos estruturais*, in *Departamento de Engenharia Mecânica*. 1990, Tese de Mestrado. Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto.
26. Adams, R.D., *Adhesive bonding: science, technology and applications*. 2005, Amesterdão, Holanda: Elsevier.
27. Adams, R. and N. Peppiatt, *Stress analysis of adhesive-bonded lap joints*. Journal of strain analysis, 1974. **9**(3): p. 185-196.
28. Volkersen, O., *Die Nietkraftverteilung in zugbeanspruchten Nietverbindungen mit konstanten Laschenquerschnitten*. Luftfahrtforschung, 1938. **15**: p. 41-47.
29. Goland, M., *The stresses in cemented joints*. J. appl. Mech., 1944. **17**: p. 66.
30. Gleich, D., M. Van Tooren, and A. Beukers, *Analysis and evaluation of bondline thickness effects on failure load in adhesively bonded structures*. Journal of adhesion science and technology, 2001. **15**(9): p. 1091-1101.
31. Campilho, R.D., et al., *Adhesive thickness effects of a ductile adhesive by optical measurement techniques*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2015. **57**: p. 125-132.
32. Crocombe, A., *Global yielding as a failure criterion for bonded joints*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 1989. **9**(3): p. 145-153.

33. Grant, L., R.D. Adams, and L.F. 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.
34. Biel, A., *Constitutive behaviour and fracture toughness of an adhesive layer*. 2005, Chalmers tekniska högskola.
35. Duan, K., X. Hu, and F.H. Wittmann, *Boundary effect on concrete fracture and non-constant fracture energy distribution*. Engineering Fracture Mechanics, 2003. **70**(16): p. 2257-2268.
36. Sela, N., O. Ishai, and L. Banks-Sills, *The effect of adhesive thickness on interlaminar fracture toughness of interleaved CFRP specimens*. Composites, 1989. **20**(3): p. 257-264.
37. Figueiredo, J., et al., *Adhesive thickness influence on the shear fracture toughness measurements of adhesive joints*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2018. **83**: p. 15-23.
38. Oliveira, J., et al., *Adhesive thickness effects on the mixed-mode fracture toughness of bonded joints*. 2019: p. 1-21.
39. Griffith, A., *The phenomena of flow and rupture in solids: Phil. Trans. Roy. Soc. Lond. Ser. A*, 1920. **221**: p. 163-98.
40. Fernlund, G. and J. Spelt, *Failure load prediction of structural adhesive joints: Part 1: Analytical method*. International journal of adhesion and adhesives, 1991. **11**(4): p. 213-220.
41. Irwin, G.R. and J. Kies, *Critical energy rate analysis of fracture strength*. Welding Journal (Research Supplement), 1954. **33**: p. 193-198.
42. Westergaard, H.M., *Bearing pressures and cracks*. Journal of Applied Mechanics, 1955. **6**: p. A49-A53.
43. Graham-Jones, J. and J. Summerscales, *Marine applications of advanced fibre-reinforced composites*. 2015: Woodhead Publishing.
44. Chaves, F.J., et al., *Fracture mechanics tests in adhesively bonded joints: a literature review*. The Journal of Adhesion, 2014. **90**(12): p. 955-992.
45. D3433-99: Standard Test Method for Fracture Strength in Cleavage of Adhesives in Bonded Metal Joints. ASTM, 2012
46. 25217: Adhesives—Determination of the Mode I Adhesive Fracture Energy of Structural Adhesive Joints Using Double Cantilever Beam and Tapered Double Cantilever Beam Specimens. ISO, 2009
47. Chaves, F.J.P., *Fracture mechanics applied to the design of adhesively bonded joints*, in *Departamento de Engenharia Mecânica*. 2013, Tese de Doutorado. Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto.
48. de Moura, M., et al., *Cohesive and continuum mixed-mode damage models applied to the simulation of the mechanical behaviour of bonded joints*. International Journal of adhesion and Adhesives, 2008. **28**(8): p. 419-426.
49. Yoshihara, H., *Mode II R-curve of wood measured by 4-ENF test*. Engineering Fracture Mechanics, 2004. **71**(13-14): p. 2065-2077.
50. Blackman, B., A. Brunner, and J. Williams, *Mode II fracture testing of composites: a new look at an old problem*. Engineering Fracture Mechanics, 2006. **73**(16): p. 2443-2455.

51. da Silva, L.F., et al., *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.
52. da Silva, L., V. Esteves, and F. Chaves, *Fracture toughness of a structural adhesive under mixed mode loadings*. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, 2011. **42**(5): p. 460-470.
53. M.V. Fernández, M.F.S.F.d.M., L.F.M. da Silva, A.T. Marques, *Mixed-mode I + II fatigue/fracture characterization of composite bonded joints using the Single-Leg Bending test*. Composites: Part A, 2013: p. 63-69.
54. Esteves, V.H.C., *Determinação da tenacidade de um adesivo em solicitações de modo misto (I+ II)*. 2010, Tese de Mestrado. Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto.
55. Xiao, F., C.-Y. Hui, and E. Kramer, *Analysis of a mixed mode fracture specimen: the asymmetric double cantilever beam*. Journal of Materials Science, 1993. **28**(20): p. 5620-5629.
56. Kanninen, M., *An augmented double cantilever beam model for studying crack propagation and arrest*. International Journal of fracture, 1973. **9**(1): p. 83-92.
57. Williams, J., *On the calculation of energy release rates for cracked laminates*. International Journal of Fracture, 1988. **36**(2): p. 101-119.
58. Tong, L. and Q. Luo, *Analysis of cracked lap shear (CLS) joints*, in *Modeling of Adhesively Bonded Joints*. 2008, Springer. p. 25-51.
59. Crews Jr, J.H. and J.R. Reeder, *A mixed-mode bending apparatus for delamination testing*. 1988.
60. Liu, Z., G.R. F., and N.G. M., *Modification of the Composite Laminate Mixed Mode Bending Test for Fracture Testing of Adhesive Joints*, in *Proceedings of the American Society of Composites, 15th Technical Conference*. 2000: Texas.
61. Dillard, D.A., et al., *Observations of decreased fracture toughness for mixed mode fracture testing of adhesively bonded joints*. Journal of Adhesion Science and Technology, 2009. **23**(10-11): p. 1515-1530.
62. D6671 / D6671M-19, *Standard Test Method for Mixed Mode I-Mode II Interlaminar Fracture Toughness of Unidirectional Fiber Reinforced Polymer Matrix Composites*. ASTM, 2019
63. Soares, A.P.O.A.L., *Determinação da tenacidade à fratura de adesivos estruturais em modo misto pelo ensaio Single-Leg Bending*, in *Departamento de Engenharia Mecânica*. 2015, Tese de Mestrado. Instituto Superior de Engenharia do Porto.
64. Sarrado, C., et al., *An experimental data reduction method for the Mixed Mode Bending test based on the J-integral approach*. Composites Science and Technology, 2015. **117**: p. 85-91.
65. Yoon, S. and C. Hong, *Modified end notched flexure specimen for mixed mode interlaminar fracture in laminated composites*. International Journal of Fracture, 1990. **43**(1): p. R3-R9.
66. Szekrényes, A. and J. Uj, *Beam and finite element analysis of quasi-unidirectional composite SLB and ELS specimens*. Composites Science and Technology, 2004. **64**(15): p. 2393-2406.
67. de Moura, M., R. Campilho, and J. 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.

68. Jorge M.Q. Oliveira, M.M.S.F.d.M., José J.L. Morais, *Application of the end loaded split and single-leg bending tests to the mixed-mode fracture characterization of wood*.
69. András Szekrényes, J.U., *Beam and finite element analysis of quasi-unidirectional composite SLB and ELS specimens*. Composites Science and Technology, 2004(64): p. 2393-2406.
70. Ozdil F, C.L., Davies P., *Beam analysis of angle-ply laminate end-notched flexure specimens*. Composites Science and Technology, 1998(59): p. 1929-1938.
71. Ducept F, G.D., Davies P., *A mixed-mode failure criterion derived from tests of symmetric and asymmetric specimens*. Composites Science and Technology, 1999(59): p. 609-619.
72. Zhu, Y., *Characterization of interlaminar fracture toughness of a carbon/epoxy composite material*, in *Department of Engineering Science and Mechanics* 2009, Master Thesis. The Pennsylvania State University
73. W.S. Kim, D.S.H., C.J. Jang, J.J. Lee, *Enhancement Of Composite-Metal Adhesion Strength By Micro-Patterning Of Metal Surfaces*, in *18th International Conference On Composite Materials*. 2011.
74. Nairn, J., *On the calculation of energy release rates for cracked laminates with residual stresses*. International Journal of Fracture, 2006. **139**(2): p. 267.
75. Szekrényes, A., *J-integral for delaminated beam and plate models*. Periodica Polytechnica, 2012. **1**(56): p. 63-71.
76. Rice, J.R., *A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks*. Journal of Applied Mechanics, 1968(35): p. 379-386.
77. Shivakumar, K.N. and R.I. S., *An equivalent domain integral method for three dimensional mixed-mode fracture problems*. Engineering Fracture Mechanics, 1992(42): p. 935-959.
78. Rigby R H, A.M.H., *Decomposition of the mixed-mode J-integral - revisited*. 1995(35): p. 2.7-2.99.
79. L., W., *On calculation of energy release rates for cracked laminates*. International Journal of fracture, 1988(36): p. 101-119.
80. da Silva, L.F. and R.D. Campilho, *Advances in numerical modelling of adhesive joints*. Advances in numerical modeling of adhesive joints. 2012, Berlim, Alemanha: Springer.
81. Blackman, B., et al., *The use of a cohesive zone model to study the fracture of fibre composites and adhesively-bonded joints*. International journal of fracture, 2003. **119**(1): p. 25-46.
82. Campilho, R.D.S.G., *Repair of composite and wood structures*, in *Engineering Department*. 2009, Doctoral Degree. University of Trás-os-Montes e Alto Douro.
83. Campilho RDSG, d.M.M., Domingues JJMS, *Using a cohesive damage model to predict the tensile behaviour of CFRP single-strap repairs*. International Journal of Solids and Structures, 2008(45): p. 1497-1512.
84. Lee, M.J., et al., *Determination of cohesive parameters for a mixed-mode cohesive zone model*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2010. **30**(5): p. 322-328.

85. Li, S., et al., *Mixed-mode cohesive-zone models for fracture of an adhesively bonded polymer–matrix composite*. Engineering fracture mechanics, 2006. **73**(1): p. 64-78.
86. de Oliveira, J.J.G., *Obtenção das leis coesivas em modo misto de adesivos estruturais em função das espessura do adesivo*. 2018, Tese de Mestrado, Instituto Superior de Engenharia do Porto Porto.
87. Campilho, R.D., M. De Moura, and J. Domingues, *Modelling single and double-lap repairs on composite materials*. Composites Science and Technology, 2005. **65**(13): p. 1948-1958.
88. Faneco, T., et al., *Strength and fracture characterization of a novel polyurethane adhesive for the automotive industry*. Journal of Testing and Evaluation, 2017. **45**(2): p. 398-407.
89. Santos, M. and R. Campilho, *Mixed-mode fracture analysis of composite bonded joints considering adhesives of different ductility*. International Journal of Fracture, 2017. **207**(1): p. 55-71.
90. Leitão, A., R. Campilho, and D. Moura, *Shear characterization of adhesive layers by advanced optical techniques*. Experimental Mechanics, 2016. **56**(3): p. 493-506.
91. Wu, E.M. and R. Reuter Jr, *Crack extension in fiberglass reinforced plastics*. 1965, ILLINOIS UNIV AT URBANA DEPT OF THEORETICAL AND APPLIED MECHANICS.
92. Rocha, R. and R. Campilho, *Evaluation of different modelling conditions in the cohesive zone analysis of single-lap bonded joints*. The Journal of Adhesion, 2018. **94**(7): p. 562-582.
93. Pinto, A.M.G., et al., *Single lap joints of similar and dissimilar adherends bonded with an acrylic adhesive*. The Journal of Adhesion, 2009: p. 85:351–376.
94. Alfano G, C.M., *Finite element interface models for the delamination analysis of laminated composites: mechanical and computational issues*. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 2001. **50**: p. 1701–1736.
95. Allix, O. and A. Corigliano, *Modeling and simulation of crack propagation in mixed-modes interlaminar fracture specimens*. International Journal of Fracture, 1996(77): p. 111–140.
96. Chandra N, L.H., Shet C, Ghonem H, *Some issues in the application of cohesive zone models for metal–ceramic interfaces*. International Journal of Solids and Structures, 2002(39): p. 2827–2855.
97. Chen, J., *Predicting progressive delamination of stiffened fibre-composite panel and by decohesion models*. Journal of Thermoplastic Composite Materials, 2002(15): p. 429–441.
98. Kafkalidis, M.S. and M.D. Thouless, *The effects of geometry and material properties on the fracture of single lap-shear joints*. International Journal of Solids and Structures, 2002(39): p. 4367–4383.
99. Liljedahl CDM, C.A., Wahab MA, Ashcroft IA, *Damage modelling of adhesively bonded joints*. International Journal of Fracture, 2006. **141**: p. 147–161.
100. Neto, J., R.D. Campilho, and L. Da Silva, *Parametric study of adhesive joints with composites*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2012. **37**: p. 96-101.

101. Campilho RDSG, d.M.M., Domingues JJMS, *Modelling single and double-lap repairs on composite materials*. Composites Science and Technology, 2005. **65**: p. 1948–1958.
102. Campilho RDSG, d.M.M., Domingues JJMS, *Numerical prediction on the tensile residual strength of repaired CFRP under different geometric changes*. International Journal of Adhesion & Adhesives 2009(29): p. 195–205.
103. Azevedo, J., et al., *Cohesive law estimation of adhesive joints in mode II condition*. Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 2015. **80**: p. 143-154.