



## Estudo de juntas adesivas em T através de métodos numéricos

RICARDO JORGE CARVALHO SOUSA

setembro de 2021

# ESTUDO DE JUNTAS ADESIVAS EM T ATRAVÉS DE MÉTODOS NUMÉRICOS

Ricardo Jorge Carvalho Sousa

1160803

**2021**

Instituto Superior de Engenharia do Porto

Departamento de Engenharia Mecânica





## **ESTUDO DE JUNTAS ADESIVAS EM T ATRAVÉS DE MÉTODOS NUMÉRICOS**

Ricardo Jorge Carvalho Sousa

1160803

Dissertação apresentada ao Instituto Superior de Engenharia do Porto para cumprimento dos requisitos necessários à obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica, realizada sob a orientação do Doutor Raul Duarte Salgueiral Gomes Campilho, coorientação do Doutor Isidro de Jesús Sánchez-Arce, do Mestre Luís Daniel Costa Ramalho, do Mestre Diogo Costa Gonçalves e do Doutor Jorge Américo Oliveira Pinto Belinha.

**2021**

Instituto Superior de Engenharia do Porto

Departamento de Engenharia Mecânica





# JÚRI

## **Presidente**

A definir

## **Orientador**

Doutor Raul Duarte Salgueiral Gomes Campilho

Professor adjunto, ISEP

## **Coorientador**

Doutor Isidro de Jesús Sánchez-Arce

Investigador, INEGI

Mestre Luís Daniel Costa Ramalho

Investigador, INEGI

Mestre Diogo Costa Gonçalves

Investigador, INEGI

Doutor Jorge Américo Oliveira Pinto Belinha

Professor adjunto, ISEP

## **Arguente**

A definir



## AGRADECIMENTOS

A realização do trabalho aqui presente, não seria possível sem os conhecimentos transmitidos pelo Doutor Raul Duarte Salgueiral Gomes Campilho e pelo Doutor Isidro de Jesús Sánchez-Arce, portanto sem o apoio deles não teria sido possível a realização com sucesso deste trabalho. Ainda um agradecimento ao Mestre Luís Daniel Costa Ramalho, ao Mestre Diogo Costa Gonçalves e ao engenheiro João Manuel Maia Dionisio pelo apoio adicional prestado.

Gostaria ainda de fazer um agradecimento especial à minha família e amigos pelo apoio e incentivo que me deram e que assim permitiram-me superar as adversidades que foram surgindo durante o trajeto realizado até à finalização deste trabalho.



## PALAVRAS CHAVE

Adesivos, Juntas adesivas, Juntas em T, Mecânica dos meios contínuos, Análise elasto-plástica, Critérios de rotura, Critério de cedência, *Radial point interpolation method*.

## RESUMO

Hoje em dia, as juntas adesivas têm um amplo espectro de aplicações em ambientes industriais e de pesquisa, pelo que a carga máxima de uma junta adesiva ( $P_{máx}$ ) deve ser determinada para garantir a segurança. A  $P_{máx}$  depende de várias variáveis como o tipo de adesivo, a geometria da junta, as propriedades dos aderentes, entre outras.

A primeira parte deste trabalho consiste em prever a  $P_{máx}$  de juntas adesivas em T através de dois métodos numéricos, o Método de Elementos Finitos (MEF) e o *Radial Point Interpolation Method* (RPIM) usando o *Finite Element and Meshless Method Analysis Software* (FEMAS<sup>®</sup>). Para além disso, foram considerados dois critérios de cedência para o adesivo, o critério de von Mises (vM) e o critério de Drucker-Prager exponencial (DPE), sendo que este último é apresentado em alguma bibliografia como o mais adequado para adesivos dúcteis. Nesta etapa, também foram estudados os efeitos que a espessura de aderente T ( $t_{p2}$ ) e o tipo de adesivo exercem sobre a  $P_{máx}$ , e foram avaliados quatro  $t_{p2}$  e considerados três tipos de adesivo (do frágil ao dúctil). A  $P_{máx}$  foi obtida através de critérios de rotura de tensão ou de deformação aplicados à camada adesiva. Os resultados, como curvas tensão-deformação e  $P_{máx}$  das juntas adesivas, foram comparados com dados experimentais. Foram ainda investigadas as diferenças na  $P_{máx}$  e nas tensões e deformações que surgem devido ao uso de diferentes critérios de cedência. A segunda etapa testou o efeito que a rigidez do substrato superior tem no comportamento da junta adesiva. Este estudo consiste na variação da distância vertical entre a camada adesiva e a área onde o deslocamento de tração é imposto (*free-length* - FL). Para esta etapa, os resultados da primeira etapa foram usados para selecionar um critério de cedência para o adesivo. Depois, a  $P_{máx}$  foi obtida com a metodologia anteriormente mencionada, e os resultados foram usados como referência. Os resultados para cada caso de FL em estudo foram comparados entre si.

Na primeira etapa, as juntas com o adesivo frágil não tiveram grandes alterações no valor da  $P_{máx}$  devido ao critério de cedência ou método numérico. Nas juntas com adesivos dúcteis, o RPIM e o critério de cedência de DPE forneceram as previsões mais próximas dos valores experimentais. No entanto, a previsão é bastante baixa para as juntas com adesivos altamente dúcteis. Na segunda etapa, a redução do FL provocou alterações na distribuição de tensões e deformações, assim como no modo de carregamento (arrancamento para clivagem), o que conduziu ao aumento na  $P_{máx}$ . Assim, conclui-se que a  $P_{máx}$  é influenciada pela rigidez da junta adesiva.



## KEYWORDS

Adhesives, Adhesive joints, T-Joints, Continuum mechanics, Elastoplastic analysis, Failure criteria, Yield criteria, Radial point interpolation method.

## ABSTRACT

Nowadays, adhesive joints have a broad spectrum of applications in industrial and research environments, therefore, joint strength ( $P_{m\acute{a}x}$ ) should be determined for ensuring safety. The  $P_{m\acute{a}x}$  depend on variables such as adhesive type, joint geometry, substrate properties, among others.

The first of this work consists of predicting  $P_{m\acute{a}x}$  from T-adhesive joints through two numerical methods, the Finite Element Method (FEM) and the Radial Point Interpolation Method (RPIM) using the Finite Element and Meshless Method Analysis Software (FEMAS<sup>®</sup>). Moreover, two yield criteria were considered for the adhesive, the von Mises (vM) and the Exponent Drucker-Prager (EDP), the latter has been suggested as more suitable for ductile adhesives. In this stage, the effects that the T-substrate thickness ( $t_{p2}$ ) and adhesive type have on  $P_{m\acute{a}x}$  were also studied, for this, four  $t_{p2}$  were evaluated and three adhesive types (from brittle to ductile) were considered.  $P_{m\acute{a}x}$  was determined through stress and strain failure criteria over the adhesive layer. The results like stress-strain curves and  $P_{m\acute{a}x}$  of the evaluated joints were compared to experimental data. In addition, the differences in  $P_{m\acute{a}x}$  and stresses and strains due to the choice of yield criterion were investigated. The second stage consists of investigating the effect that the upper substrate's stiffness has on the joint's behaviour. Such effect was studied by varying the vertical distance between the adhesive layer and the area where the traction displacement is imposed (free-length - FL). For this stage, results from stage one were used to select the most suitable yield criterion for each adhesive type. Subsequently,  $P_{m\acute{a}x}$  was determined using the aforementioned methodology, and the results from stage one were taken as a benchmark. The results for each FL case were grouped and compared against the benchmarks.

From the first stage, on those joints bonded with a brittle adhesive, there is no effect on  $P_{m\acute{a}x}$  from the choice of yield criterion nor from the numerical method. For the joints bonded with ductile adhesives, the meshless method and the EDP yield criterion provided predictions closer to the experimental values. However, there is still an under-prediction on those joints bonded with highly ductile adhesives. From the second stage, by reducing the FL the stress and strain distributions changed, as the loading mode did (from peel to cleavage) causing an increase in  $P_{m\acute{a}x}$ . Consequently, it is concluded that  $P_{m\acute{a}x}$  is influenced by the stiffness of the joint assembly.



## LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS

### Lista de Abreviaturas

2D	Bidimensional
3D	Tridimensional
A-FEM	<i>Augmented Finite Element</i>
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
BK	<i>Benzeggagh-Kenane</i>
CLS	<i>Critical Longitudinal Strain</i>
DCB	<i>Double Cantilever Beam</i>
DNB	<i>Double Notched Bonded</i>
DPE	Drucker-Prager Exponencial
ENF	<i>End-Notched Flexure</i>
FBR	Funções de Base Radial
FIT	Fator de Intensidade de Tensão
FL	<i>Free - Length</i>
GRP	<i>Glass Reinforced Plastic</i>
JSD	Juntas de Sobreposição Dupla
JSS	Juntas de Sobreposição Simples
MAE	<i>Matched Asymptotics Expansions</i>
MDC	Modelo de dano coesivo
MEF	Método de Elementos Finitos
MEFX	Método de Elementos Finitos Extendido
MFF	Mecânica da Fratura Finita

MFLE	Mecânica da Fratura Linear Elástica
MLS	<i>Moving Least Square</i>
NEM	<i>Natural Elements Method</i>
NNRPIM	<i>Natural Neighbours Radial Point Interpolation Method</i>
NREM	<i>Natural Radial Element Method</i>
PIM	<i>Point Interpolation Method</i>
RKPM	<i>Reproducing Kernel Particle Method</i>
RPI	<i>Radial Point Interpolators</i>
RPIM	<i>Radial Point Interpolation Method</i>
SMC	<i>Sheet Moulding Compound</i>
SPOT	<i>Stiffener Pull-Off Test</i>
SSPH	<i>Symmetrics Smoothed Particle Hydrodynamics</i>
TAST	<i>Thick Adherend Shear Tests</i>
TFFV	Técnica do Fecho da Fenda Virtual
TLED	Taxa de Libertação de Energia de Deformação
vM	von Mises

### Lista de Unidades

%	Percentagem
m	Unidade de medida padrão no sistema internacional
mm	Unidade de medida, mil vezes menor que o metro
MPa	Unidade de Pressão que relaciona a força em N com a área em mm <sup>2</sup>
N	Unidade de força padrão no sistema internacional

## Lista de Símbolos

$a_i(x_i), b_i(x_i)$	Coeficientes não constantes
$A_{Sli}$	Área da sub-célula de Voronoï
$A_{VI}$	Área da célula de Voronoï
$B$	Largura de uma junta em T
$E$	Módulo de rigidez ou Módulo de Young
$E_n(x_i, x_j)$	Distância entre os nós de coordenadas $x_i$ e $x_j$
$G$	Módulo de corte
$G_I$	Taxa de libertação de energia
$G_{II}$	Taxa de libertação de energia
$G_{IC}$	Tenacidade à tração
$G_{IIC}$	Tenacidade ao corte
$G_C$	Resistência à fratura
$J$	Matriz jacobiana
$L_A$	Comprimento vertical do aderente em L
$L_{A1}$	Comprimento entre a zona de amarração e o inicio do raio de curvatura de um aderente em L
$L_{Enc}$	Distância horizontal entre a camada de adesivo e a zona de amarração $L_{G1}$ de uma junta em T
$L_F$	Comprimento livre entre a camada de adesivo e a zona de amarração de uma junta em T
$L_{G1}$	Comprimento horizontal de amarração do aderente inferior de uma junta em T
$L_{G2}$	Comprimento vertical de amarração do aderente em L
$L_0$	Comprimento de sobreposição de uma junta adesiva

$L_p$	Comprimento da pele de um reforço
$L_{Sym}$	Distância horizontal entre a linha de simetria da junta adesiva em T e a camada de adesivo
$L_T$	Comprimento do adesivo inferior de uma junta em T
$m$	Número de bases monomiais
$M_{ii}$	Ponto médio da célula de Voronoï
$N$	Conjunto de nós
$n$	Número de nós
$N_i, \phi(\mathbf{x})$	Funções de forma
$P$	Força
$P_{ii}$	Ponto de intersecção entre células de Voronoï
$p_j(\mathbf{x}_I)$	Função de base polinomial
$P_m$	Base Polinomial
$P_{máx}$	Força máxima
$R$	Raio de curvatura interno do aderente em L
$R_i(\mathbf{x}_I)$	Função de base real
$r_d$	Raio do deltoide
$r_{ii}$	Distância entre nós vizinhos
$S_{ii}$	Sub-células de Voronoï
$t_0$	Espessura do reforço
$t_A$	Espessura de adesivo
$t_n$	Resistência coesiva à tração
$t_p$	Espessura da pele

$t_{p1}$	Espessura do aderente inferior de uma junta em T
$t_{p2}$	Espessura do aderente em forma de "L"
$t_s$	Resistência coesiva ao corte
$V$	Diagrama de Voronoï
$V_i$	Sub-regiões do nó i
$V_I$	Designação da célula de Voronoï no NNRPIM
$x, y, z$	Coordenadas cartesianas
$x_i, y_i$	Coordenadas cartesianas dos nós da célula
$\gamma$	Deformação angular
$\gamma_f$	Deformação de rotura ao corte
$\delta$	Deslocamento
$\delta_n$	Deslocamento correspondente à resistência coesiva à tração
$\delta_s$	Deslocamento correspondente à resistência coesiva ao corte
$\varepsilon$	Deformação
$\varepsilon_{11}$	Deformação principal máxima
$\varepsilon_{ef}$	Deformação efetiva
$\varepsilon_{ep}$	Deformação plástica efetiva
$\varepsilon_f$	Deformação de rotura à tração
$\varepsilon_T^P$	Deformação plástica à tração
$\xi, \eta$	Coordenadas naturais dos nós da célula
$\lambda$	Sensibilidade à tensão hidrostática
$\mu$	Sensibilidade de cedência
$\nu$	Coeficiente de Poisson

---

$\sigma$	Tensão
$\sigma_0$	Parâmetro relacionado com as propriedades do material
$\sigma_e$	Tensão equivalente de von Mises
$\sigma_f$	Tensão de rotura à tração
$\sigma_i (i = 1, 2, 3)$	Tensões principais
$\sigma_m$	Tensão principal média
$\sigma_y$	Tensão de cedência à tração
$\sigma_{yy}$	Tensão de arrancamento
$\tau_f$	Tensão de rotura ao corte
$\tau_p$	Tensão de corte a um determinado valor de deformação plástica
$\tau_{xy}$	Tensão de corte
$\tau_y$	Tensão de cedência ao corte
$\omega_i, \omega_j$	Pesos de integração

---

## ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1 – (a) junta topo a topo, (b) junta com chanfro, (c) junta topo a topo com sobreposição e (d) junta macho-fêmea [6].....	7
Figura 2- Configurações de juntas de sobreposição [6]. .....	8
Figura 3 - Configurações de juntas com tira [6].....	8
Figura 4 – Configurações de juntas tubulares [6]. .....	8
Figura 5 - Configurações de juntas em T e de canto [6]. .....	9
Figura 6 - Airbus A380 – áreas de ligação por adesivos [16]. .....	9
Figura 7 – Chassis em construção colada de um Lotus Elise [23]. .....	10
Figura 8 – Estrutura de um módulo de <i>multichip</i> [16].....	10
Figura 9 – Áreas de aplicação de adesivos em embarcações [25]. .....	11
Figura 10 – Diferentes leis coesivas comumente usadas em MDC [31]. .....	16
Figura 11 – a) Domínio do problema e condições fronteira, b) discretização nodal regular, c) discretização nodal irregular[93]. .....	22
Figura 12 – a) Tamanho fixo do domínio de influência retangular, b) tamanho fixo do domínio de influência circular e c) tamanho variável do domínio de influência circular [93]. .....	23
Figura 13 – a) Célula de influência de 1º grau e b) célula de influência de 2º grau [93]. .....	25
Figura 14 – a) Potenciais nós vizinhos do nó $n_0$ , b) primeiro plano [93]. .....	26
Figura 15 – a) Segundo Plano, b) célula contendo apenas nós vizinhos [93] .....	26
Figura 16 – a) Célula de Voronoï e b) diagrama de Voronoï [93]. .....	27
Figura 17 – a) Diagrama de Voronoï, b) triangulação de Delaunay e c) vizinhos naturais circunscritos [93]. .....	27
Figura 18 – Para uma malha irregular a) célula de Voronoï e correspondentes pontos de interseção $P_{ii}$ , b) pontos médios $M_{ii}$ e o correspondente quadrilátero criado e c) quadrilátero criado [93]. .....	28
Figura 19 – Pontos de integração introduzidos numa célula triangular e quadrilátera [93]. .....	28
Figura 20 – Ensaio ao arrancamento: a) ensaio de juntas em T, b) ensaio a 180°, c) ensaio de <i>climbing</i> e d) ensaio de rolete flutuante [108]. .....	35
Figura 21 – a) Ligação simples em T [9], b) ligação em T reforçada [9] e c) ligação em duplo L [113]. .....	36
Figura 22 – Juntas adesivas em T: a) sem filete, b) filete à face, c) filete completo [108]. .....	36
Figura 23 – a) Junta em L [9] e b) junta em L com o aderente em L curvado [118]. .....	39
Figura 24 – Reforços em juntas adesivas, reforço em T [122]. .....	42

Figura 25 – Junta adesiva em T, dimensões e pontos de amarração [113].	47
Figura 26 – Gráfico tensão – deformação da liga AW 6082-T651 [127].	49
Figura 27 – Curvas $\sigma - \epsilon$ para provetes maciços do adesivo Araldite®AV138 [127].	51
Figura 28 - Curvas $\sigma - \epsilon$ para provetes maciços do adesivo Araldite®2015 [127].	52
Figura 29 – Curvas $\sigma - \epsilon$ para provetes maciços do adesivo SikaForce®7752 [128].	52
Figura 30 – a) Aplicação de adesivo e b) fixação dos aderentes por molas.	53
Figura 31 – a) Remoção dos excessos de adesivo e b) retificação das superfícies.	54
Figura 32 – a) Junta adesiva em T, b) máquina de ensaios Shimadzu AG-X 100 e c) fixação do provete pelas garras e pelo acessório de alumínio.	54
Figura 33 - Curvas $P - \delta$ obtidas no ensaio de juntas adesivas com o adesivo Araldite®AV138, a) $t_{p2}=1$ mm e b) $t_{p2}=2$ mm.	55
Figura 34 - Curvas $P - \delta$ obtidas no ensaio de juntas adesivas com o adesivo Araldite®AV138, a) $t_{p2}=3$ mm e b) $t_{p2}=4$ mm.	55
Figura 35 - Curvas $P - \delta$ obtidas no ensaio de juntas adesivas com o adesivo Araldite®2015 a) $t_{p2}=1$ mm e b) $t_{p2}=2$ mm.	56
Figura 36- Curvas $P - \delta$ obtidas no ensaio de juntas adesivas com o adesivo Araldite®2015 a) $t_{p2}=3$ mm e b) $t_{p2}=4$ mm.	56
Figura 37 - Provetes com o adesivo Araldite®AV138 após rotura, a) $t_{p2}=1$ mm, b) $t_{p2}=2$ mm, c) $t_{p2}=3$ mm, d) $t_{p2}=4$ mm.	57
Figura 38 - Provetes com o adesivo Araldite®2015 após rotura, a) $t_{p2}=1$ mm, b) $t_{p2}=2$ mm, c) $t_{p2}=3$ mm, d) $t_{p2}=4$ mm.	57
Figura 39 – Valores experimentais de $P_{m\acute{a}x}$ para as juntas adesivas com os adesivos Araldite®AV138 [125], Araldite®2015 [125] e SikaForce®7752 [126].	58
Figura 40 – Módulo <i>structural definition</i> .	61
Figura 41 – Definição da relação entre grupos.	61
Figura 42 – Definição das propriedades das diferentes matérias presentes na junta adesiva em T.	62
Figura 43 – Definição das coordenadas de cada <i>patch</i> , a) quadrilátero e b) setor circular.	63
Figura 44 – Imposição das condições fronteira.	64
Figura 45 – Definição dos parâmetros do método RPIM no <i>software</i> FEMAS®.	65
Figura 46 – Definição de parâmetros para uma análise elasto-plástica.	65
Figura 47 – Curvas $P - \delta$ experimentais vs. numéricas do adesivo Araldite®AV138 para os diferentes $t_{p2}$ : a) $t_{p2}=1$ mm, b) $t_{p2}=2$ mm, c) $t_{p2}=3$ mm e d) $t_{p2}=4$ mm.	72

Figura 48 - Curvas $P$ - $\delta$ experimentais vs. numéricas do adesivo Araldite®2015 para os diferentes $t_{p2}$ : a) $t_{p2}=1$ mm, b) $t_{p2}=2$ mm, c) $t_{p2}=3$ mm e d) $t_{p2}=4$ mm.....	74
Figura 49 - Curvas $P$ - $\delta$ numéricas do adesivo SikaForce®7752 para os diferentes $t_{p2}$ : a) $t_{p2}=1$ mm, b) $t_{p2}=2$ mm, c) $t_{p2}=3$ mm e d) $t_{p2}=4$ mm.....	76
Figura 50 – Tensão de arrancamento do adesivo Araldite®AV138 para as diferentes combinações: a) MEF+vM, b) RPIM+vM, c) MEF+DP, d) RPIM+DP.....	77
Figura 51 – Tensão de arrancamento do adesivo Araldite®2015 para as diferentes combinações: a) MEF+vM, b) RPIM+vM, c) MEF+DP, d) RPIM+DP.....	78
Figura 52 – Tensão de arrancamento do adesivo SikaForce®7752 para as diferentes combinações: a) MEF+vM, b) RPIM+vM, c) MEF+DP, d) RPIM+DP.....	79
Figura 53 - Tensão de corte do adesivo Araldite®AV138 para as diferentes combinações: a) MEF+vM, b) RPIM+vM, c) MEF+DP, d) RPIM+DP.....	81
Figura 54 - Tensão de corte do adesivo Araldite®2015 para as diferentes combinações: a) MEF+vM, b) RPIM+vM, c) MEF+DP, d) RPIM+DP.....	82
Figura 55 - Tensão de corte do adesivo SikaForce®7752 para as diferentes combinações: a) MEF+vM, b) RPIM+vM, c) MEF+DP, d) RPIM+DP.....	83
Figura 56 – Deformação de arrancamento do adesivo Araldite®AV138 para as diferentes combinações: a) MEF+vM, b) RPIM+vM, c) MEF+DP, d) RPIM+DP.....	84
Figura 57 – Deformação de arrancamento do adesivo Araldite®2015 para as diferentes combinações: a) MEF+vM, b) RPIM+vM, c) MEF+DP, d) RPIM+DP.....	85
Figura 58 - Deformação de arrancamento do adesivo SikaForce®7752 para as diferentes combinações: a) MEF+vM, b) RPIM+vM, c) MEF+DP, d) RPIM+DP.....	86
Figura 59 - Deformação de corte do adesivo Araldite®AV138 para as diferentes combinações: a) MEF+vM, b) RPIM+vM, c) MEF+DP, d) RPIM+DP.....	87
Figura 60 - Deformação de corte do adesivo Araldite®2015 para as diferentes combinações: a) MEF+vM, b) RPIM+vM, c) MEF+DP, d) RPIM+DP.....	88
Figura 61 - Deformação de corte do adesivo SikaForce®7752 para as diferentes combinações: a) MEF+vM, b) RPIM+vM, c) MEF+DP, d) RPIM+DP.....	89
Figura 62 – Deformação plástica efetiva do adesivo Araldite®AV138 para as diferentes combinações: a) MEF+vM, b) RPIM+vM, c) MEF+DP, d) RPIM+DP.....	91
Figura 63 – Deformação plástica efetiva do adesivo Araldite®2015 para as diferentes combinações: a) MEF+vM, b) RPIM+vM, c) MEF+DP, d) RPIM+DP.....	92
Figura 64 – Deformação plástica efetiva do adesivo SikaForce®7752 para as diferentes combinações: a) MEF+vM, b) RPIM+vM, c) MEF+DP, d) RPIM+DP.....	93
Figura 65 - $P_{máx}$ experimental vs. $P_{máx}$ numérico para os diferentes $t_{p2}$ do adesivo Araldite®AV138.....	95

Figura 66 - $P_{máx}$ experimental vs. $P_{máx}$ numérico para os diferentes $t_{p2}$ do adesivo Araldite®2015. ....	95
Figura 67 - $P_{máx}$ experimental vs. $P_{máx}$ numérico para os diferentes $t_{p2}$ do adesivo SikaForce®7752. ....	98
Figura 68 - Curvas $P$ - $\delta$ numéricas do adesivo Araldite®AV138 para os diferentes $t_{p2}$ : a) $t_{p2}=1$ mm, b) $t_{p2}=2$ mm, c) $t_{p2}=3$ mm, d) $t_{p2}=4$ mm. ....	100
Figura 69 - Curvas $P$ - $\delta$ numéricas do adesivo Araldite®2015 para os diferentes $t_{p2}$ : a) $t_{p2}=1$ mm, b) $t_{p2}=2$ mm, c) $t_{p2}=3$ mm, d) $t_{p2}=4$ mm. ....	101
Figura 70 - Curvas $P$ - $\delta$ numéricas do adesivo SikaForce®7752 para os diferentes $t_{p2}$ : a) $t_{p2}=1$ mm, b) $t_{p2}=2$ mm, c) $t_{p2}=3$ mm, d) $t_{p2}=4$ mm. ....	103
Figura 71 - Tensão de arrancamento do adesivo Araldite®AV138: a) FL=30 mm, b) FL=10 mm. ....	104
Figura 72 - Tensão de arrancamento do adesivo Araldite®2015: a) FL=30 mm, b) FL=10 mm. ....	105
Figura 73 - Tensão de arrancamento do adesivo SikaForce®7752: a) FL=30 mm, b) FL=10 mm. ....	105
Figura 74 - Tensão de corte do adesivo Araldite®AV138: a) FL=30 mm, b) FL=10 mm. ....	106
Figura 75 - Tensão de corte do adesivo Araldite®2015: a) FL=30 mm, b) FL=10 mm. ....	107
Figura 76 - Tensão de corte do adesivo SikaForce®7752: a) FL=30 mm, b) FL=10 mm. ....	107
Figura 77 - Deformação de arrancamento do adesivo Araldite®AV138: a) FL=30 mm, b) FL=10 mm. ....	108
Figura 78 - Deformação de arrancamento do adesivo Araldite®2015: a) FL=30 mm, b) FL=10 mm. ....	109
Figura 79 - Deformação de arrancamento do adesivo SikaForce®7752: a) FL=30 mm, b) FL=10 mm. ....	109
Figura 80 - Deformação de corte do adesivo Araldite®AV138: a) FL=30 mm, b) FL=10 mm. ....	110
Figura 81 - Deformação de corte do adesivo Araldite®2015: a) FL=30 mm, b) FL=10 mm. ....	111
Figura 82 - Deformação de corte do adesivo SikaForce®7752: a) FL=30 mm, b) FL=10 mm. ....	111
Figura 83 - $P_{máx}$ experimental para os diferentes $t_{p2}$ e FL do adesivo Araldite®AV138. ....	112
Figura 84 - $P_{máx}$ experimental para os diferentes $t_{p2}$ e FL do adesivo Araldite®2015. ....	113
Figura 85 - $P_{máx}$ experimental para os diferentes $t_{p2}$ e FL do adesivo SikaForce®7752. ....	114

## ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 1 - Estado da arte dos métodos de previsão de resistência. ....	18
Tabela 2- Estado da arte dos métodos sem malha. ....	31
Tabela 3 – Estado da arte atual para juntas em T. ....	37
Tabela 4 - Estado da arte atual para juntas em L. ....	40
Tabela 5 - Estado da arte atual para juntas com reforços. ....	42
Tabela 6 – Parâmetros geométricos e de ensaio da junta adesiva em T. ....	48
Tabela 7 – Propriedades mecânicas da liga de alumínio AW 6082-T651 [127]. ....	49
Tabela 8 – Propriedades dos adesivos Araldite®AV138, Araldite®2015 e SikaForce®7752 [127, 128]. ....	50
Tabela 9 – Comparação entre as diferentes combinações $t_{p2}$ vs. tipo de adesivo. ....	59
Tabela 10 – Comparação entre o aumento da $P_{máx}$ entre os diferentes adesivos. ....	59
Tabela 11 – Critérios de rotura utilizados para o adesivo Araldite®AV138 e um FL=50 mm. ....	71
Tabela 12 - Critérios de rotura utilizados para o adesivo Araldite®2015 e um FL=50 mm. ....	73
Tabela 13 - Critérios de rotura utilizados para o adesivo SikaForce®7752 e um FL=50 mm. ....	75
Tabela 14 - Valores de $P_{máx}$ obtidos para o adesivo Araldite®AV138. ....	94
Tabela 15 - Valores de $P_{máx}$ obtidos para o adesivo Araldite®2015. ....	96
Tabela 16 - Valores de $P_{máx}$ obtidos para o adesivo SikaForce®7752. ....	97
Tabela 17 – Critérios de rotura utilizados para o adesivo Araldite®AV138 no estudo da FL. ....	99
Tabela 18 - Critérios de rotura utilizados para o adesivo Araldite®2015 no estudo do FL. ....	102
Tabela 19 - Critérios de rotura utilizados para o adesivo SikaForce®7752 no estudo da FL. ....	102
Tabela 20 – Valores da $P_{máx}$ do adesivo Araldite®AV138 para diferentes valores da FL em função da $t_{p2}$ . .....	112
Tabela 21 - Valores da $P_{máx}$ do adesivo Araldite®2015 para diferentes valores da FL em função da $t_{p2}$ . ....	113
Tabela 22 - Valores da $P_{máx}$ do adesivo SikaForce®7752 para diferentes valores da FL em função da $t_{p2}$ . .....	114



# ÍNDICE

1	INTRODUÇÃO .....	1
1.1	Contextualização .....	1
1.2	Objetivos .....	2
1.3	Estrutura do relatório.....	2
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	5
2.1	Ligações adesivas .....	5
2.1.1	Generalidades sobre juntas adesivas .....	6
2.1.2	Configurações possíveis de juntas.....	7
2.1.3	Aplicações das juntas adesivas.....	9
2.2	Métodos de previsão de resistência .....	11
2.2.1	Mecânica dos meios contínuos .....	12
2.2.2	Mecânica da fratura .....	14
2.2.3	Modelos de dano coesivo.....	15
2.2.4	Mecânica do dano .....	16
2.2.5	Método de Elementos Finitos Extendido .....	17
2.2.6	Estado da arte dos métodos de previsão de resistência .....	17
2.3	Métodos sem malha.....	21
2.3.1	Fundamentos dos métodos sem malha .....	21
2.3.2	Formulação do <i>Radial Point Interpolation Method</i> .....	22
2.3.3	Formulação do <i>Natural Neighbours Radial Point Interpolation Method</i> .....	25
2.3.4	Funções de Forma de <i>Radial Point Interpolation</i> .....	28
2.3.5	Estado da arte aplicado a juntas adesivas.....	31
2.4	Juntas adesivas sujeitas a esforços normais .....	34
2.4.1	Ensaio de caracterização ao arrancamento .....	35
2.4.2	Juntas em T.....	35
2.4.2.1	Estado da arte da modelação numérica das Juntas adesivas em T .....	36

---

2.4.3	Juntas em L.....	39
2.4.3.1	Estado da arte da modelação numérica das Juntas adesivas em L.....	39
2.4.4	Reforços ou <i>stiffeners</i> .....	41
2.4.4.1	Estado da arte da modelação numérica dos <i>stiffeners</i> .....	42
<b>3</b>	<b>DESENVOLVIMENTO</b> .....	<b>47</b>
3.1	Resultados experimentais.....	47
3.1.1	Geometria da junta adesiva estudada.....	47
3.1.2	Aderentes.....	49
3.1.3	Adesivos.....	49
3.1.3.1	Araldite®AV138.....	51
3.1.3.2	Araldite®2015.....	51
3.1.3.3	SikaForce®7752.....	52
3.1.4	Fabrico dos provetes.....	53
3.1.5	Setup e procedimento de ensaio.....	54
3.1.6	Resultados obtidos.....	55
3.1.6.1	Curvas P- $\delta$ .....	55
3.1.6.2	Modos de rotura.....	57
3.1.6.3	Resistência das juntas e discussão.....	58
3.2	Modelação numérica.....	60
3.2.1	Preparação dos modelos numéricos.....	60
3.2.2	Critérios de cedência.....	65
3.2.2.1	Critério de von Mises.....	66
3.2.2.2	Critério de Drucker-Prager exponencial.....	66
3.2.3	Critérios de rotura e previsão de resistência da junta.....	67
3.2.3.1	Tensão de arrancamento máxima.....	68
3.2.3.2	Tensão de corte máxima.....	68
3.2.3.3	Deformação principal máxima.....	69
3.2.3.4	Deformação efetiva.....	69
3.2.3.5	Deformação de corte máxima e deformação de arrancamento.....	70

---

3.3	Resultados e discussão.....	71
3.3.1	Curvas $P-\delta$ .....	71
3.3.2	Análise de tensões e deformações.....	77
3.3.2.1	von Mises vs. Drucker-Prager exponencial.....	89
3.3.3	Deformação plástica efetiva.....	90
3.3.4	Previsão de resistência.....	93
3.4	Estudo paramétrico em função da <i>free-length</i> .....	98
3.4.1	Curvas $P-\delta$ .....	99
3.4.2	Análise de tensões e deformações.....	104
3.4.3	Previsão de resistência.....	112
3.4.4	Análise do efeito da <i>free-length</i> sobre o comportamento mecânico da junta.....	115
4	CONCLUSÕES E PROPOSTAS DE TRABALHOS FUTUROS.....	119
4.1	Conclusões.....	119
4.2	Propostas de trabalhos futuros.....	123
5	BIBLIOGRAFIA E OUTRAS FONTES DE INFORMAÇÃO.....	127



# INTRODUÇÃO

- 1.1 Contextualização
- 1.2 Objetivos
- 1.3 Estrutura do relatório



# 1 INTRODUÇÃO

## 1.1 Contextualização

As juntas adesivas são uma técnica de ligação que tem vindo a ser aplicada a diversos ramos da indústria, deixando de ser uma técnica apenas associada à indústria aeronáutica. O que cativou esta indústria a utilizar as juntas adesivas são as mesmas razões por que atualmente outras indústrias utilizam e investigam a sua possível utilização. As juntas adesivas possibilitam uma ligação de baixo peso, de elevada resistência e uma distribuição mais uniforme de esforços, o que não é possível de se obter pelos tradicionais métodos de ligação. Em relação a estes métodos, as juntas adesivas permitem a união de diferentes materiais, não alteram as propriedades destes durante a adesão e, para além de unir os componentes, ainda vedam a ligação. As ligações adesivas apresentam também algumas contrariedades e limitações. No caso da produção das juntas, esta pode ser muito simples ou muito complexa. Contudo, o processo de produção da junta adesiva está sempre dependente do modo de cura do adesivo, que poderá necessitar de condições como a pressão a temperatura para a sua concretização. O comportamento de uma junta adesiva é algo incerto de se prever, pois para além dos materiais, a resistência da junta está dependente da forma e da qualidade do processo de fabrico.

A previsão de juntas adesivas tem vindo a ser explorada desde a década de 30 do séc. XX e nesta fase era baseada em métodos analíticos. Ao longo dos anos surgiram diversos critérios analíticos que resultavam da melhoria dos métodos existentes. A evolução tecnológica permitiu a resolução mais rápida dos métodos analíticos. Entretanto surgiram métodos numéricos que possibilitavam a resolução de problemas cada vez mais complexos e que apresentavam previsões mais fiáveis. A fiabilidade dos resultados obtidos está sempre dependente da margem de erro admissível para a previsão e foi por este motivo outros métodos foram surgindo. Os métodos sem malha são uma variante recente que se distingue dos restantes métodos numéricos pelas suas características especiais. Por esta razão, os métodos sem malha ainda se encontram em desenvolvimento na previsão da resistência de juntas adesivas, havendo por isso pouca informação disponível. A previsão da resistência de juntas adesivas por este método tem vindo a demonstrar as potencialidades do mesmo graças à comparação com os métodos existentes. Atualmente, procura-se estudar diversos casos envolvam materiais e geometrias diferentes para que o método seja validado como fiável para a análise de qualquer junta adesiva.

## 1.2 Objetivos

O principal objetivo deste trabalho é o estudo de juntas adesivas em T através de métodos numéricos de análise, dos quais se destaca o método sem malha RPIM. Neste estudo foram usados três adesivos com comportamentos distintos, diferentes espessuras de aderente e vários FL.

A análise numérica é feita com recurso ao MEF e ao RPIM, aos quais são associados dois critérios de cedência. O critério de  $vM$  é habitualmente utilizado em análises numéricas a juntas adesivas. Contudo, este critério possui algumas limitações para descrever a cedência de adesivos dúcteis, algo menos suscetível quando utilizado o critério de DPE. A previsão da  $P_{máx}$  é feita com recurso a diferentes critérios de rotura e, de seguida, as previsões são validadas com dados experimentais. A partir da  $P_{máx}$  são analisadas as tensões e deformações da camada adesiva. É também efetuado um estudo sobre a deformação plástica da camada de adesivo.

O estudo do FL consiste na variação do comprimento livre que dista desde a garra de amarração e a camada adesiva. Para o efeito, o valor do FL é variado e os resultados obtidos são comparados entre si. É repetido o estudo de tensões e deformações.

## 1.3 Estrutura do relatório

O relatório apresentado encontra-se dividido em quatro capítulos: introdução, revisão bibliográfica, desenvolvimento, e conclusões e propostas de trabalhos futuros.

No 1º capítulo é feita uma contextualização do conteúdo do relatório, são apresentados os objetivos, a metodologia seguida e descreve-se a organização do relatório.

No 2º capítulo é efetuada uma revisão bibliográfica que incide sobre os conteúdos base necessários para a realização do trabalho prático. É descrita alguma informação sobre ligações adesivas, métodos de previsão, métodos sem malha, e juntas adesivas sujeitas a esforços normais.

O 3º capítulo é composto maioritariamente pelo trabalho prático realizado, e pode ser dividido em três fases. Numa primeira fase são apresentados os processos e componentes necessários para a realização dos ensaios experimentais e os resultados alcançados. Na segunda fase é apresentada a elaboração de um modelo numérico e são descritos alguns critérios de cedência e rotura. A terceira fase deste capítulo contém uma série de estudos que foram realizados, sendo que o estudo do efeito da FL sobre o comportamento mecânico da junta se destaca por ser o tema central deste trabalho.

No 4º capítulo são apresentadas as principais conclusões do trabalho realizado e são sugeridos possíveis trabalhos futuros.

# REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

- 2.1 Ligações adesivas
- 2.2 Métodos de previsão de resistência
- 2.3 Métodos sem malha
- 2.4 Juntas adesivas sujeitas a esforços normais



## 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

### 2.1 Ligações adesivas

A história das ligações adesivas é extensa e prolongada no tempo, contudo pode-se separar a história em três grandes grupos, pré-industrialização (até por volta do séc. XVIII), industrialização com base em adesivos de origem natural (séc. XVIII até meados do séc. XX) e a industrialização com base em adesivos de origem sintética (meados do séc. XX até a atualidade).

A pré-industrialização assume-se como o período mais longo da história dos adesivos. É nesta fase que se encontra um dos primeiros registos do uso de adesivos, que data por volta de 80000 A.C., e que remota ao homem neandertal. Este usava derivados de resina de bétula na união de ferramentas [1].

A industrialização dos adesivos, começa nos finais do séc. XVII nos Países Baixos. Contudo no princípio do século XVIII, esta indústria chegou a Inglaterra onde acabaria por se estabelecer com maior expressão. Durante os dois séculos seguintes, a expansão levaria à proliferação da indústria na Europa Central e nos Estados Unidos da América [2]. Apesar de os métodos de produção terem sido difundidos, a falta de controlo sobre as matérias-primas e os processos de fabrico levavam à obtenção de produtos heterogéneos. Devido a este facto assistiu-se, no início do séc. XX, à criação dos primeiros testes sobre esses produtos que nesta fase tinham por base subprodutos de origem natural, como a gelatina animal e a caseína [3]. Nesta época, os adesivos eram utilizados sobretudo em produtos de papel (encadernações), em aplicações com madeira e já na década de 30 do séc. XX em aeronaves e em automóveis [4].

Na primeira metade do séc. XX, ocorre o decréscimo do uso de adesivos de origem natural em detrimento dos adesivos de origem sintética. Estes surgiram ainda durante a segunda metade do séc. XIX através de diversas experiências. Entre estas pode-se destacar a primeira interação entre o fenol e o formaldeído por Baeyer em 1872 o que permitiu o aparecimento do primeiro adesivo sintético comercial, a *"Bakelite"*, criado por volta de 1912 por Baekland [5]. Até à década de 40, os adesivos com base no formaldeído assumiram especial importância. Contudo, nesse período e na década seguinte, começam a surgir as primeiras versões comerciais de adesivos como os poliuretanos, os epóxidos e os cianoacrilatos. O ramo aeronáutico militar viu potencialidades nas ligações adesivas apesar de os adesivos ainda apresentavam problemas de durabilidade, algo que só foi resolvido com os avanços obtidos na década de 70 [6]. Ainda nessa década tiveram lugar experiências de adesivos híbridos como as

da “*Goodrich*”, com epóxidos modificados com poliamidas e borrachas para melhorar a resistência ao impacto e à fadiga [7]. Os epóxidos desde a sua criação até à atualidade assumiram uma especial importância em diversas indústrias devido à sua versatilidade, às suas propriedades mecânicas e devido à facilidade de modificação [3].

Nos últimos anos o estudo das ligações adesivas, para além dos desenvolvimentos químicos dos adesivos, focou-se na previsão da resistência das juntas adesivas. As técnicas de previsão em condição estática existem com alguma abundância. Por outro lado, as técnicas de previsão para condições como o impacto, a vibração e a fadiga são limitadas [8] e, quanto à durabilidade aos fenómenos ambientais e à variação de carga, são de difícil previsão [9]. Estes factos levam ao sobredimensionamento das juntas.

### 2.1.1 Generalidades sobre juntas adesivas

As ligações adesivas constituem uma alternativa aos métodos de ligação tradicional como a soldadura e a ligação por elementos mecânicos. Uma junta adesiva tem por base a ligação entre dois elementos por parte de um adesivo. Os adesivos que são utilizados em projetos com esforços elevados e em condições exigentes classificam-se como estruturais e tem origem em epóxidos, poliuretanos, fenólicos, acrílicos e poliimidas. Os adesivos estruturais apresentam habitualmente uma resistência ao corte superior a 7 MPa [10]. Os adesivos, são classificados quanto à composição química como termoendurecíveis, termoplásticos, elastoméricos ou híbridos. Estes últimos resultam da combinação entre (termoendurecíveis, termoplásticos e elastoméricos), com vista à melhora de determinadas propriedades, com destaque para a resistência a altas temperaturas, a resistência ao impacto e ao corte [10].

A natureza polimérica dos adesivos estruturais propicia à ligação adesiva a capacidade de amortecer e absorver vibrações limitando assim os danos provocados pela fadiga. A área de ligação da junta também é outro fator diferenciador deste tipo de ligação, pois a ligação dá-se pelo contacto contínuo entre as superfícies, possibilitando uma maior uniformidade na distribuição de tensões, algo que por exemplo as ligações mecânicas não conseguem. Assim, surgem ligações com uma maior capacidade de transmitir carga e rigidez. As ligações adesivas também podem ser utilizadas como elementos de reforço ou vedação. No caso das ligações mecânicas aparafusadas é comum a aplicação de adesivos nas roscas, o que permite mitigar os efeitos à fadiga da ligação e também a vedação da mesma através do preenchimento do espaço vazio [11].

As ligações soldadas comuns consistem na união de dois elementos do mesmo material através de fusão. Isto provoca o aumento de temperatura do material que é soldado, pelo que ocorrem mudanças da estrutura cristalina do material naquela zona [12]. A vantagem das ligações adesivas como alternativa às ligações soldadas é que, para além de não alterarem os materiais onde são aplicados permitem, a ligação de diferentes materiais entre si. Também permitem evitar outros fenómenos como a corrosão

galvânica. Como o espaço vazio entre metais (ou diferentes metais) é preenchido, não existe contacto, o que impede o surgimento de uma pilha galvânica [6].

Contudo, as ligações adesivas apresentam também algumas limitações, sendo que a maior de todas é a falta de um critério de dimensionamento universal que permita o projeto de uma estrutura. Outro dos problemas relacionados com este tipo de ligação é a dificuldade de controlo da qualidade e segurança das juntas. As juntas são de difíceis de desmontar ou reparar. No entanto, atualmente, já existem algumas técnicas não destrutivas para avaliar a integridade das juntas e para a reparação das mesmas [9, 10].

O dimensionamento e o fabrico destas estruturas implicam que as mesmas obedeçam a algumas regras que devem salvaguardar o resultado pretendido. Durante o projeto, a junta adesiva deve ser desenhada de modo a apresentar uma geometria que distribua as tensões de forma mais uniforme e que permita que o adesivo seja solicitado maioritariamente ao corte. As tensões localizadas e as forças de arrancamento e clivagem devem ser evitadas. O adesivo deve ser escolhido de acordo com a aplicação pretendida e o meio ambiente em que opera. Alguns adesivos apresentam limitações a condições extremas, tais como o calor e a humidade, devido à natureza polimérica do adesivo. Durante o fabrico das juntas, as superfícies dos aderentes devem ser tratadas de acordo com o material utilizado e da aplicação pretendida [6, 10].

A qualidade do tratamento superficial influencia diretamente a adesão entre superfícies. O fenómeno de adesão é um tema não consensual e foi explicado ao longo dos anos através de diversas teorias como a teoria mecânica [10], a teoria da difusão [13] para substratos poliméricos, a teoria electrostática [14] para adesivos de fita e, aquela que reúne mais consenso para explicar a adesão, a teoria da adsorção [15].

### 2.1.2 Configurações possíveis de juntas

As juntas adesivas apresentam diversas geometrias que, ajustadas à aplicação pretendida, permitem melhorar a resistência da ligação. Contudo, nem sempre a melhor geometria é aplicada, visto que a geometria ideal pode ser de difícil fabrico ou ter um custo associado elevado.

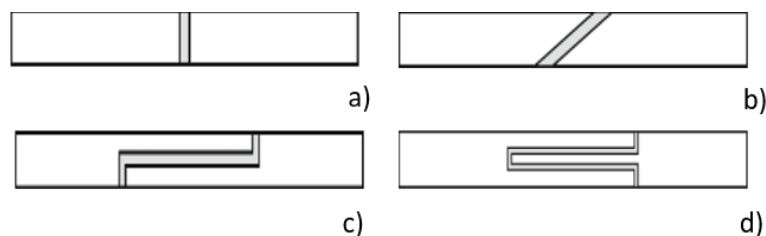


Figura 1 – (a) junta topo a topo, (b) junta com chanfro, (c) junta topo a topo com sobreposição e (d) junta macho-fêmea [6].

As juntas topo a topo (Figura 1 a) apresentam a configuração mais simples de fabrico pois consistem na ligação das extremidades dos substratos. Devido a esta geometria, quando a junta está sujeita a esforços de flexão, esta tem tendência a ceder devido ao

fenômeno de clivagem ocorrido no adesivo. Corrigida a geometria para formas que utilizam chanfros (Figura 1 b), sobreposições (Figura 1 c), e ligações macho fêmea (Figura 1 d), a clivagem é atenuada [6, 10].

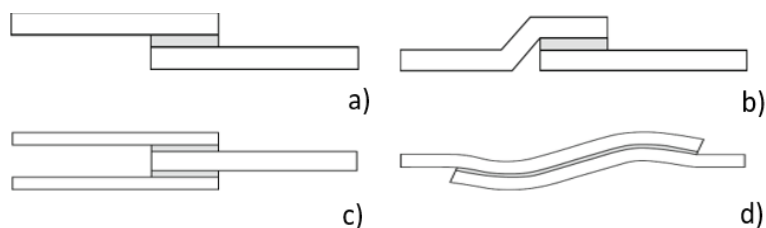


Figura 2- Configurações de juntas de sobreposição [6].

As juntas de sobreposição simples (Figura 2 a) são fáceis de fabricar e potenciam a ligação adesiva através da sollicitação ao corte. Este tipo de juntas pode sofrer de problemas relacionados com tensões de arrancamento que surgem nas extremidades da junta devido à aplicação de carga descentrada, resultante de um possível mau alinhamento dos aderentes. Configurações que usam ressaltos (Figura 2 b) e sobreposição dupla (Figura 2 c) permitem diminuir a concentração de tensões [6, 10].

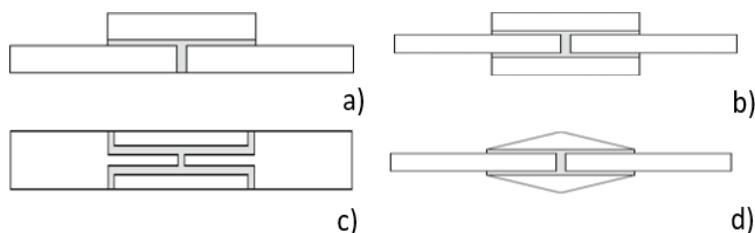


Figura 3 - Configurações de juntas com tira [6].

As juntas com tira simples (Figura 3 a), resultam da adição de uma tira a uma junta topo a topo, estando assim sujeitas a esforços de arrancamento. Outras geometrias como as de tira dupla (Figura 3 b) aumentam a resistência à flexão. As juntas macho-fêmea duplas (Figura 3 c) e a tira dupla com chanfro (Figura 3 d) apesar da maior resistência apresentada, são de difícil fabrico [6, 10].

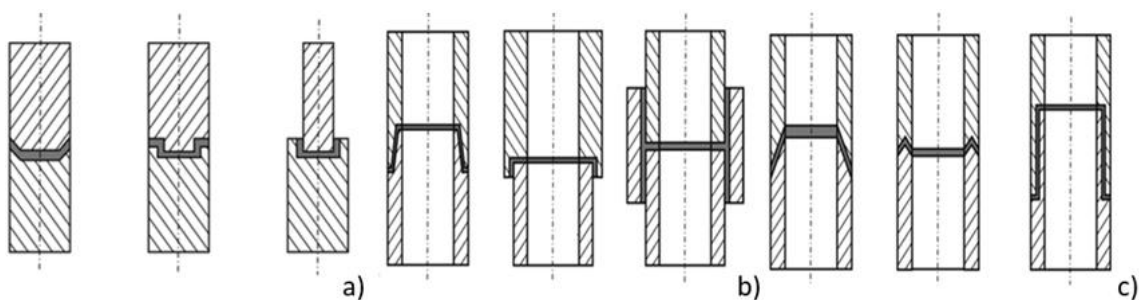


Figura 4 – Configurações de juntas tubulares [6].

As juntas tubulares (Figura 4) podem apresentar uma extremidade quadrada, em chanfro, ou com ranhuras que necessitam de processos de maquinagem para a sua execução. Estes elementos em juntas adesivas com varões (Figura 4 a) ou tubos (Figura 4 b, e c) provocam o aumento da área resistente e a diminuição do arrancamento em

relação a uma ligação tradicional topo-a-topo. Quando este tipo de junta é sujeita a esforços axiais, a não colinearidade dos esforços leva ao efeito de flexão [6, 10].

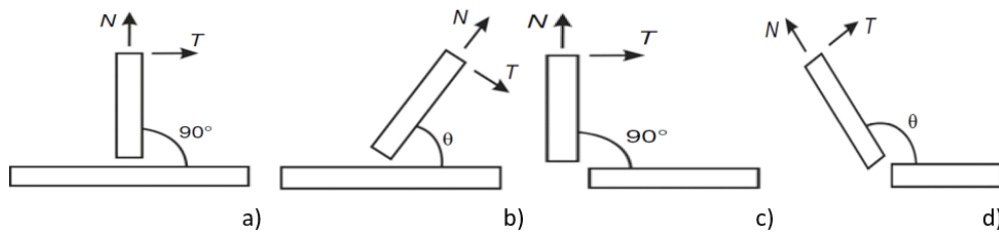


Figura 5 - Configurações de juntas em T e de canto [6].

As juntas em T (Figura 5 a) e em L (Figura 5 c) podem apresentar uma ligação perpendicular entre os aderentes, mas também podem ter um ângulo diferente de  $90^\circ$  (Figura 5 b, e c). Esta ligação permite minimizar as tensões de arrancamento e promover as sollicitações de corte [6, 10]. Os reforços têm como objetivo melhorar uma ligação existente. São muito utilizados em substratos de baixa espessura com vista a aumentar a rigidez e para evitar a clivagem em sollicitações à flexão [6, 10].

### 2.1.3 Aplicações das juntas adesivas

A indústria aeronáutica foi pioneira no processo de industrialização das juntas adesivas. Estas ofereciam uma ligação que possuía uma distribuição de tensões mais uniforme e possuía uma resistência à fadiga maior do que o método tradicional por rebiteagem [16].

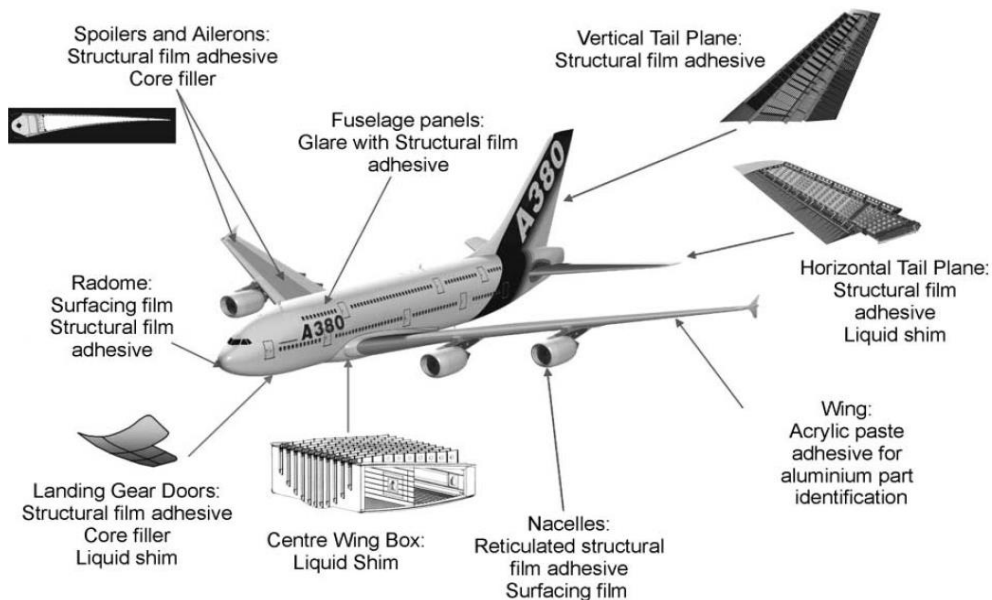


Figura 6 - Airbus A380 – áreas de ligação por adesivos [16].

A introdução de componentes em material compósito nas aeronaves tal como é possível ver na Figura 6, fez diminuir a massa das aeronaves e tornou-se possível pelo uso de ligações adesivas. Na produção dos painéis *sandwich*, utilizam-se adesivos para unir as peles ao respetivo núcleo. As peles podem ser de diversos materiais e deterem

espessuras muito baixas. Assim é possível utilizar peles metálicas, como por exemplo em alumínio com espessuras que seriam impossíveis de unir por outro método [17].

A indústria automóvel tem seguido o mesmo caminho que a indústria aeronáutica. A necessidade da redução das emissões dos veículos levou a que os fabricantes tivessem de procurar soluções para a otimização da massa dos veículos [18]. As ligações adesivas presentes em automóveis surgem na união de painéis [19], entre diferentes tipos de materiais como as ligas de alumínio e de aço [20], na colagem do para-brisas [19] e em veículos de reduzida produção [21] ou competição [22] que utilizam compósitos ou ligas de alumínio, na construção do chassis e da carroçaria como mostra a Figura 7.

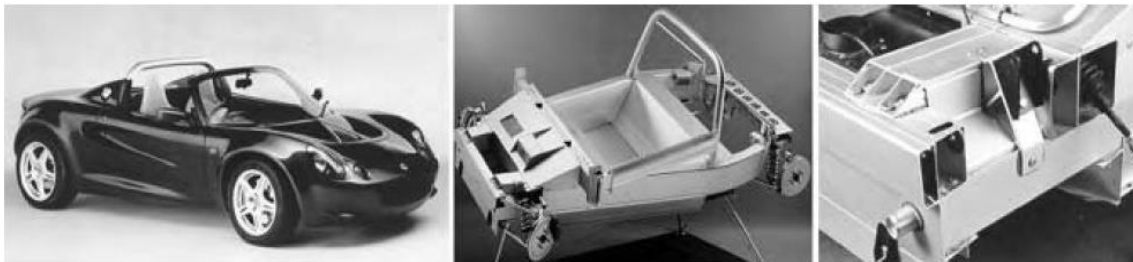


Figura 7 – Chassis em construção colada de um Lotus Elise [23].

Tipicamente são utilizados adesivos rígidos como epóxidos. Devido às características dinâmicas a que um veículo está sujeito tem sido estudada a implementação de adesivos elastoméricos nas ligações estruturais para contrariar a baixa ductilidade dos adesivos rígidos [24]. Nos veículos, também são usados adesivos para a fixação de vidros, no interior, nos para-choques, apêndices aerodinâmicos e como elementos de vedação [19].

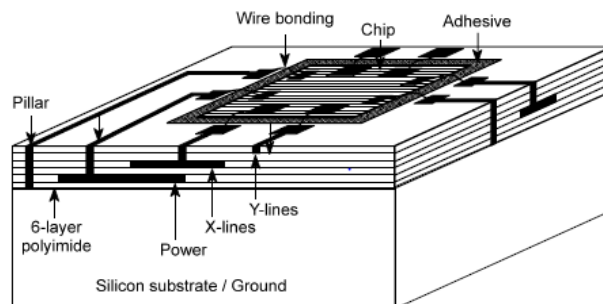


Figura 8 – Estrutura de um módulo de *multichip* [16].

Na eletrónica algumas aplicações dos adesivos são em placas de circuito impressas, em ecrãs, circuitos de potência, *chips* (Figura 8), entre outros componentes. A precisão, a rapidez de cura, de processamento e a limpeza do processo, tornaram os adesivos numa escolha preferencial em relação à soldadura. Contudo, a ligação adesiva tem de lidar com a dissipação térmica dos componentes e vários fatores externos (impacto, vibrações e temperaturas) que atingem os componentes ao longo do seu uso [3].

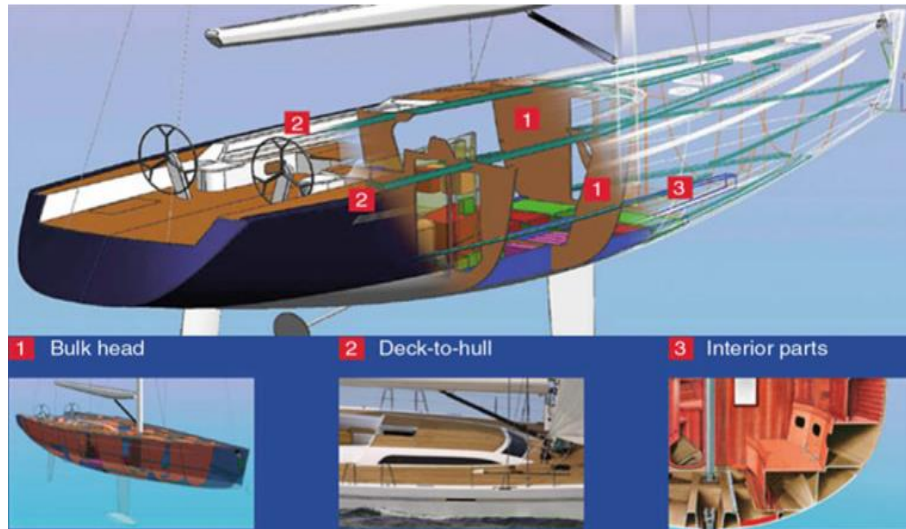


Figura 9 – Áreas de aplicação de adesivos em embarcações [25].

Na indústria naval, os adesivos estão cada vez mais a ser utilizados para ligar materiais como alumínio, madeira e compósitos em embarcações pequenas como apresentado na Figura 9. Os adesivos necessitam de apresentar capacidade para resistir ao meio ambiente agreste, incluindo os efeitos da humidade, calor, radiação UV e água salgada. A resistência do adesivo, não garante a durabilidade da junta, portanto é preciso uma boa preparação superficial dos substratos da junta adesiva. Para além da aplicação estrutural, os adesivos também deverão servir de elemento de vedação [25].

Na área da saúde, ocorrem algumas das mais importantes aplicações de adesivos no próprio ser humano. Os adesivos estão presentes em áreas como a medicina dentária onde são utilizados para reparação, substituição e preservação de dentes. Na mesma área, mas na ortodontia, os adesivos são utilizados para colar os suportes que permitem o realinhamento dos dentes. Em outras áreas da saúde é comum o uso de adesivos em dispositivos médicos, mas também existem adesivos que permitem a aplicação tópica na pele para o fecho de feridas em vez das tradicionais suturas. Na biomecânica é comum aplicar adesivos nas ligações entre a fixação da prótese ao osso do paciente [9].

## 2.2 Métodos de previsão de resistência

A evolução que as juntas adesivas tiveram ao longo do tempo obrigou ao estudo e ao desenvolvimento de metodologias de previsão que conseguissem prever corretamente o comportamento da junta. A incerteza, a falta de modelos materiais precisos e de critérios de rotura adequados, levavam ao sobredimensionamento das juntas, o que originava estruturas dispendiosas e de elevado peso. Na análise de juntas adesivas podem ser usadas abordagens analíticas e numéricas.

Na década de 30 do séc. XX, surgiram os primeiros avanços nos métodos de previsão, sendo que se destaca o modelo analítico de Volkersen [26] que considerava que os

materiais são inteiramente elásticos e que a deformação do adesivo apenas ocorre ao corte. O critério de Goland e Reissner [27] foi uma evolução do modelo de Volkersen e que considerou a rotação da junta na análise. O modelo de Hart-Smith para Juntas de sobreposição simples (JSS) [28] e juntas adesivas duplas (JSD) [29] foi uma posterior evolução dos outros dois métodos já referidos, e que considerou que o adesivo apresenta um comportamento elasto-plástico e que há plastificação dos substratos. A partir destes modelos, surgiram diversas outras formulações analíticas, que podem ser consultas em artigos de revisão como o de Quispe [30] e o de Ramalho [31], sendo que este último foca-se também em modelos numéricos. A formulação analítica apresenta algumas limitações, como por exemplo quando o adesivo se deforma plasticamente, quando se usam substratos em compósito ou materiais diferentes, o que torna a análise muito complexa. A solução para analisar estes problemas de forma mais rápida passa pelo uso de métodos numéricos como o Método de Elementos Finitos (MEF), que se tornaram vitais na previsão de juntas adesivas. O MEF foi inicialmente usado por Adams [32] que anos depois junto com Harris [33] introduziram fatores como a rotação da junta, a plasticidade dos aderentes, a plasticidade do adesivo e a influência dos filetes de adesivo. Associado ao MEF [33], foram aplicados os conceitos da mecânica dos meios contínuos para prever a resistência de juntas, o que implica conhecer distribuição de tensões e um critério de rotura adequado. O MEF também pode ser combinado com outras técnicas, tal como a mecânica da fratura, que permitem a previsão da resistência, quer pelo fator de intensidade das tensões quer por abordagens energéticas como a técnica do fecho da fenda virtual (TFFV). Esta técnica apresentava algumas limitações computacionais devido a constante reconstrução da malha na propagação da fenda. Existem também outras técnicas como a mecânica da fratura finita (MFF) e a mecânica da fratura linear elástica (MFLE).

Nas últimas décadas, o MEF foi combinado com modelos de dano coesivo. A técnica junta a modelação convencional por MEF nas regiões em que não é previsto dano com a mecânica da fratura que promove a propagação de fenda a partir do uso de elementos coesivos. O Método de Elementos Finitos Extendido (MEFX) é uma variante recente do MEF e que permite a modelação de fendas e da rotura através de critérios de iniciação de dano e das leis do dano.

### 2.2.1 Mecânica dos meios contínuos

Na mecânica dos meios contínuos utilizam-se modelos analíticos ou numéricos. Na aplicação recorrendo ao MEF, são inicialmente obtidos por esta análise os valores de tensão, deformação e energia de deformação. Nesta técnica são usados como critérios a tensão ou deformação máxima, tensão ou deformação pontual a uma determinada distancia, tensão ou deformação média sobre uma região ou uma análise de estado limite. A previsão da resistência da junta consiste na comparação dos valores obtidos com os modelos com os admissíveis dos materiais em estudo. A previsão de resistência de uma JSS pode ser simplesmente obtida através do modelo analítico de Volkersen

[26], que considera que o adesivo apenas deforma ao corte, pelo que neste caso o critério de rotura usado é o da tensão de corte máxima. Na previsão de resistência de juntas com adesivos dúcteis, os critérios baseados em tensões são suscetíveis a erros, pois o adesivo ainda pode suportar cargas elevadas após a cedência do adesivo. Contudo, alguns critérios de tensão podem ser aplicados na previsão da resistência de juntas com adesivos dúcteis como o critério da tensão principal máxima onde se deve ter em atenção o tamanho da malha [33] e o critério baseado na tensão de corte máxima proposto por Hart-Smith [28] é preciso no caso em que a deformação plástica. O critério da tensão de corte máxima também é utilizado para a previsão da resistência de juntas adesivas de sobreposição [34]. No caso de juntas adesivas de sobreposição com adesivos frágeis o critério da tensão de corte máxima só é válido para juntas com uma pequena zona de sobreposição pois esta abordagem ignora as tensões normais, o que leva a uma previsão por excesso da resistência da junta [35].

Um dos métodos inicialmente proposto, foi o estudo das tensões principais máximas, para o estudo de materiais frágeis que apresentavam o modo de rotura perpendicularmente à tensão principal máxima [15]. Na previsão da resistência de juntas adesivas o critério da tensão principal máxima obtida através de MEF também pode ser usado com bons resultados. A tensão principal máxima é a responsável pela falha em juntas que utilizam adesivos frágeis. O critério da tensão principal máxima ignora as outras tensões principais e só é possível obter bons resultados com um adequado refinamento de malha que corrija a existência de singularidade de tensão nos cantos reentrantes das juntas ou nos filetes de adesivo [33]. A singularidade de tensão pode ser eliminada nas juntas adesivas durante o processo de fabrico por um arredondamento dos filetes de adesivo, o que leva a uma alteração da geometria e da distribuição de tensões, possibilitando assim a aplicação de um critério limite de tensão ou deformação [36]. O efeito do arredondamento dos filetes de adesivo foi estudado por Zhao através de um ensaio experimental [37] e uma análise numérica [38] que utilizou uma técnica baseada no critério de densidade plástica de energia, sendo que os resultados numéricos foram próximos dos experimentais quando aplicados adesivos dúcteis. Os critérios baseados na energia de deformação têm em conta todas as componentes da tensão e da deformação, sendo que os mais usuais são o critério de energia de deformação total e a densidade plástica de energia.

Os critérios referidos são facilmente aplicados quando está presente apenas um material, quando as estruturas são contínuas e sem a presença de defeitos. O contrário, leva a uma difícil análise e provoca o surgimento de tensão de singularidade [39].

Os critérios de dano baseados na mecânica dos meios contínuos e aplicados aos modelos analíticos são intuitivos e conseguem reproduzir resultados satisfatórios. No entanto, perante casos complexos, os resultados não são tão realistas devido ao facto de se usarem critérios que não consideram a existência de concentração de tensões em entalhes, ranhuras e defeitos no adesivo [40].

### 2.2.2 Mecânica da fratura

Na mecânica contínua, é considerado que a estrutura e o material são contínuos, o que não é verdade quando se está perante defeitos no material, dois materiais coincidentes ou singularidades de tensão. Contudo, a mecânica da fratura reconhece esses defeitos assumindo que a estrutura não é contínua, pelo que é ideal para a determinação da tensão ou deformação nesses pontos.

A mecânica da fratura usa a mecânica contínua para o cálculo das tensões que se encontram na frente de fratura, o que origina casos de singularidade (valores infinitos). Este facto foi estudado por Williams [41] que, através da análise de entalhes em cunha, concluiu que esta singularidade existe quando o ângulo das faces adjacentes é inferior a  $180^\circ$ . Este facto também é válido para a singularidade de tensões na interface de dois materiais que se encontram ligados pois apesar de as superfícies apresentarem uma união, ainda existe uma descontinuidade das tensões. A mecânica da fratura determina a severidade dos defeitos, podendo distinguir um que provoque uma rotura catastrófica de outro que, durante o período de vida útil da estrutura, se propague com dimensões inferiores à crítica e que não coloque em risco a estrutura. A iniciação da fratura pode ocorrer devido a impacto, cargas lentas, fadiga, gradientes de temperatura e ainda existência de deformações dependentes do tempo [10]. O estudo de Griffith [42] incidiu no estudo de fraturas em fibras de vidro e foi essencial para o estabelecimento dos princípios básicos da mecânica da fratura. O estudo concluiu que todos os corpos têm defeitos e que a fratura ocorre nos mais críticos.

Os conceitos da mecânica da fratura para determinar a propagação da fenda incluem o fator de intensidade de tensão (FIT) e a taxa de libertação de energia de deformação (TLED), que podem ser determinados por técnicas como o Integral-J [43], o TFFV [44], e a MFLE. Nos materiais dúcteis, antes da iniciação da fenda, uma parte do material plastifica e a fenda propaga-se de forma estável antes de ocorrer a rotura [41]. Nestes materiais pode ser utilizada a solução criada por Hutchinson [45] e por Rice [43] HRR (Hutchinson-Rice-Rosengreen) para modelar roturas dúcteis, em deterioramento da MFLE. A MFLE foi adotada inicialmente na indústria aeronáutica como um conceito de tolerância ao dano em projeto e o seu uso tem sido amplamente difundido para outras áreas. Outro dos parâmetros que influencia a fenda é o deslocamento da abertura da frente de fenda [46].

A MFF [47] só é aplicada a ligações adesivas com adesivos frágeis e permite determinar a iniciação da fenda sem necessitar de uma fenda inicial. Para se iniciar uma fenda é necessário que seja satisfeito os critérios de energia e tensão.

Na análise de juntas adesivas, a maioria dos estudos utiliza a TLED em modo I ( $G_I$ ) ou em modo II ( $G_{II}$ ) e o respetivo valor da resistência à fratura ( $G_{Ic}$  e  $G_{IIc}$ , respetivamente) [48], em vez de fatores de intensidades de tensão, pois estes não conseguem ser determinados quando a fenda está próxima ou na interface. A fratura em juntas

adesivas ocorre geralmente sob modo I e II devido às diferentes propriedades que os adesivos possuem em tração e em corte, e também por causa dos aderentes. A presença dos dois modos de fratura permite denominar a fratura em juntas adesivas como mista. Os critérios de rotura em modo misto podem ser baseados nos critérios de rotura clássicos. Contudo, é necessário introduzir o conceito de envelope de fratura. Este consiste numa função que envolve as componentes  $G_I$  e  $G_{II}$ .

### 2.2.3 Modelos de dano coesivo

O conceito dos MDC foi introduzido por Dugdale [46] e Barenblat [49], que propuseram o conceito de zona coesiva para descrever o comportamento do dano da fratura na frente de fenda quando sujeita a cargas estáticas sem a necessidade de uma fenda inicial. A partir deste conceito, foram estudados vários MDC, como o modelo linear parabólico [50], triangular [51], exponencial [52], polinomial [53] e trapezoidal [54], presentes na Figura 10 para a caracterização do dano, o que permitiu analisar o início e a propagação da fenda pelo interior ou pela interface dos materiais. Nos compósitos também é possível prever a delaminação. As características do material ou na interface da simulação implicam a consideração de diferentes leis coesivas de maneira a que se obtenham resultados precisos [55]. A implementação dos MDC é habitualmente feita por elementos coesivos, mas também podem ser utilizados elementos de mola [56].

Os MDC podem ser incluídos em programas de análise por MEF que assim modelam o comportamento de materiais sujeitos à fratura. A introdução de zonas de propagação de dano em estruturas é feita graças aos MDC, que permitem avaliar o crescimento da descontinuidade no campo dos deslocamentos. Esta técnica modela o dano provocado por uma fenda pré-definida numa região ou interface pelo estabelecimento de leis coesivas de tração-separação (Figura 10) que correlacionam as tensões coesivas ( $t_n$  para tração e  $t_s$  para o corte) com os deslocamentos relativos ( $\delta_n$  para tração e  $\delta_s$  para corte). As leis coesivas são aplicadas entre nós homólogos dos elementos coesivos mais especificamente em nós sobrepostos de elementos que possuem diferentes materiais ou em camadas diferentes como em materiais compósitos – aproximação local [57]. As leis coesivas também são aplicadas, diretamente entre dois materiais para simular uma camada fina de material, o que por exemplo, permite simular uma ligação adesiva – aproximação contínua [54].

Ao longo do percurso da fenda, as leis de tração-separação são aplicadas aos nós que se encontram emparelhados nesse trajeto, o que permite a propagação da fenda de uma forma macroscópica, ignorando assim os fenómenos microscópicos que surgem no início da fenda. Esses modelos permitem simular a deterioração gradual dos materiais até à rotura graças à evolução elástica da tensão.

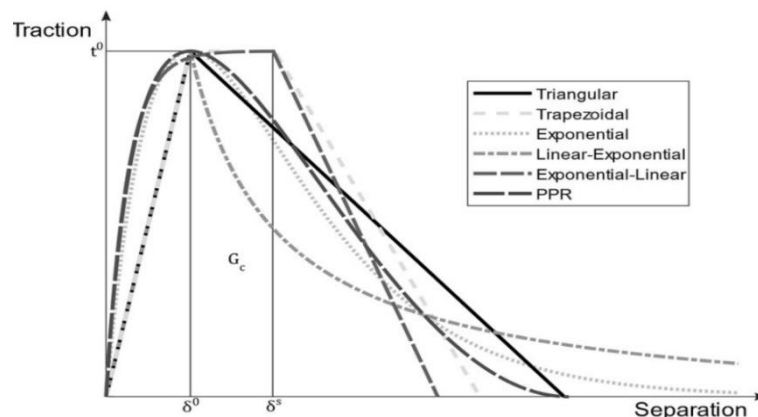


Figura 10 – Diferentes leis coesivas comumente usadas em MDC [31].

As leis de tração-separação são descritas por relações lineares em função de cada etapa de carregamento embora existam outros métodos para se obter um comportamento mais realista [58]. A lei coesiva mais utilizada é a triangular, pois é simples, requer a determinação de poucos parâmetros e em geral apresenta resultados coincidentes com a realidade. Este modelo coesivo é baseado em MEF de interface [59] e apresenta duas formas distintas, modo puro e modo misto. No modo puro, a propagação do dano ocorre num conjunto específico de nós homólogos quando os valores das tensões no modo respectivo são anulados na lei coesiva correspondente. No modo misto, são combinados critérios energéticos e de tensões para combinar os modos puros de tração e corte [60]. Nas ligações adesivas, é comum o uso da lei coesiva trapezoidal, pois esta simula adequadamente o comportamento de camadas finas de adesivos dúcteis como foi demonstrado em estudos anteriores para o modo I [61] e II [62].

#### 2.2.4 Mecânica do dano

A mecânica do dano presente neste capítulo pretende apresentar os métodos alternativos aos MDC e que permitem a introdução de dano nos elementos pela redução dos esforços transmitidos. Os parâmetros de dano estabelecidos no método permitem alterar a resposta dos materiais através da diminuição da resistência ou da rigidez dos mesmos. Esta metodologia já foi utilizada para o estudo da delaminação de compósitos ou rotura da matriz [63] e para camadas finas de adesivo [64]. A definição do parâmetro de dano possibilita a simulação gradual do dano e da fratura da fenda dentro de uma determinada região através de um caminho pré-definido ou aleatório.

As variáveis de dano podem ser divididas em duas categorias. Na primeira, as variáveis modelam o dano pela redefinição das propriedades constitutivas dos materiais. No entanto, estas não são relacionadas diretamente com a mecanismo de dano. Na segunda, as variáveis estão relacionadas com a definição física de um género específico de dano, como por exemplo a dimensão das porosidades ou a área relativa de micro cavidades [65]. O crescimento do dano depende da função de carga para problemas estáticos e do número de ciclos para problemas de fadiga [66]. Nos problemas de fadiga,

a mecânica do dano não distingue o início de fadiga e as fases subsequentes de propagação da mesma, embora forneça uma base para a sua previsão [64]. A evolução do dano pode ser também simulada até se atingir a macro fissuração. A mecânica do dano é adequada para aplicações em que o dano se apresente de forma generalizada ou no caso em que o trajeto de propagação da fenda não seja conhecido [67].

### 2.2.5 Método de Elementos Finitos Extendido

O Método de Elementos Finitos Extendido (MEFX) é uma recente abordagem que permite analisar e modelar o crescimento do dano e assim descrever o comportamento à fratura. Para o efeito utiliza a resistência dos materiais para a iniciação do dano e as deformações para a avaliação da rotura em vez dos deslocamentos de tração e corte utilizados no MDC.

A vantagem do MEFX, em relação aos MDC, é que permite que a fenda se propague livremente dentro do material, evitando assim o uso de uma malha que coincida com a geometria das discontinuidades e a sua contínua reconstrução na proximidade da fenda [68]. O MEFX foi apresentado por Belytschko e Black [69] que apresentaram os conceitos fundamentais deste método. Este baseia-se no conceito de partição da unidade e permite a sucessiva introdução de funções de enriquecimento para os deslocamentos próximos da fenda. Assim é possível descrever o crescimento e a separação das faces adjacentes da fenda [70]. A evolução da fenda neste método não é pré-determinada, mas orienta-se aleatoriamente e depende de fatores como as condições de carregamento e a geometria da junta. Em simultâneo são criadas as funções de enriquecimento necessárias para os pontos nodais dos elementos finitos na extremidade da fenda [71].

O *software* ABAQUS® tem um módulo dedicado à análise por MEFX. Inicialmente o MEFX considera um comportamento linear elástico dos materiais o que origina uma matriz constitutiva elástico que relaciona as tensões com as separações normais e de corte. A simulação do dano e da rotura é feita através de critérios de iniciação de dano e leis de dano entre os nós fantasmas e reais de elementos fraturados. Os critérios de iniciação de dano podem depender por exemplo das tensões principais máximas ou das deformações principais máximas, enquanto que as leis de tração-separação que podem ser lineares ou exponenciais, simulam a degradação dos materiais até à fratura [72].

### 2.2.6 Estado da arte dos métodos de previsão de resistência

Nesta secção são mencionados alguns trabalhos realizados com base nos métodos de previsão de resistência expostos no capítulo 2.2. Na Tabela 1 são assim apresentados de forma breve os objetivos, resultados e conclusões destes trabalhos sobre métodos de previsão de resistência.

Tabela 1 - Estado da arte dos métodos de previsão de resistência.

Referência bibliográfica	Estudo realizado
Wu et al. [73]	<i>“Comparison on damage tolerance of scarf and stepped-lap bonded composite joints under quasi-static loading”</i>
	<p>Neste estudo é simulada uma falha de adesivo na zona de sobreposição entre aderentes compósitos graças à introdução de defeitos na camada adesiva, através da variação do comprimento, da largura, e da localização do adesivo na zona de sobreposição. Para isso foram estudadas juntas com chanfro e juntas de sobreposição através de um MEF tridimensional que utilizou critérios da mecânica dos meios contínuos para a previsão da resistência. As juntas adesivas foram aplicadas cargas de forma quasi estática. A rotura coesiva da junta adesiva foi conseguida pela aplicação do critério da deformação de corte máxima para o comportamento dúctil do adesivo e pelo critério da tensão de corte máxima para o comportamento frágil. Ambos os critérios foram aplicados no plano médio da espessura de adesivo. Os resultados mostraram que a junta de sobreposição apresentou uma resistência superior à junta de chanfro quando usado um adesivo com um comportamento linear elástico. O comportamento de ambas as juntas, é similar sempre que é atingido o comportamento plástico. O estudo concluiu que as juntas com chanfro são mais afetadas pelas falhas introduzidas no adesivo do que as juntas de sobreposição. Em ambas as juntas a perda de resistência devido às falhas de adesivo podem ser limitadas pela adição de reforços</p>
Le Pavic et al. [74]	<i>“Fast failure prediction of adhesively bonded structures using a coupled stress-energetic failure criterion”</i>
	<p>Neste estudo foi utilizada a técnica MFF para analisar de forma tridimensional juntas adesivas <i>Double Notched Bonded</i> (DNB) constituídas por substratos de alumínio unidos por um adesivo frágil. A técnica consiste na modelação da propagação da fenda pelo uso do método MFLE, enquanto a tensão na junta adesiva é simulada através de um critério energia - tensão. As propriedades deste critério tiveram por base os modos puros de tração e corte para a fratura. Para comparação, foi efetuada uma análise numérica em MEF e um ensaio experimental à fratura com provetes (DNB). A força normal e a força tangencial obtidas pelo MEF, mostrou que a simulação é precisa em relação aos resultados obtidos pelo ensaio DNB. No caso da previsão da junta adesiva recorrendo à técnica da MFF, esta subestimou a resistência da junta. A diferença obtida no método proposto em relação ao resultado obtido no MEF e no ensaio experimental deve-se ao facto de este novo método usar um rácio constante entre o modo I e o II à fratura ao longo da análise. Contudo, a técnica MFF obteve uma</p>

resposta mais rápida do que o MEF. Os autores consideram que a metodologia que apresentaram pode ser aplicada à previsão de juntas adesivas tubulares ou a casos de juntas adesivas que apresentem diversos tipos de carregamento em simultâneo.

Zhang et al. [75]                    *“Investigation of tensile behavior and influence factors of composite-to metal 2D-scarf bonded joint”*

Este trabalho consistiu na análise de juntas adesivas de chanfro à tração. As juntas eram constituídas por um aderente metálico que era unido a um aderente compósito através de um adesivo epóxico. A inclinação do chanfro também foi variada entre quatro a dez graus para quatro casos de estudo. Foram testados nas juntas adesivas quatro substratos metálicos (dois em aço, um em alumínio e um em titânio) e o empilhamento do compósito. Os resultados experimentais foram comparados com uma análise numérica de MEF à qual foram aplicados critérios da mecânica do dano e regras de degradação. Foi concluído que o método numérico é adequado para estes casos pois consegue recriar as curvas de tração-deformação obtidas experimentalmente. Os resultados demonstraram que a plasticidade do metal e o ângulo de chanfro afetam o comportamento da junta à tração. Entre os metais estudados, o titânio foi aquele que garantiu uma maior resistência à tração. A alteração do empilhamento das camadas do compósito e do aderente metálico utilizado provoca a alteração do comportamento plástico da junta e da respetiva localização da rotura. As propriedades adesivas tiveram efeito no comportamento plástico na junta e nas cargas finais registadas.

Rocha e Campilho [76]                    *“Evaluation of different modelling conditions in the cohesive zone analysis of single-lap bonded joints”*

O estudo incidiu em duas partes. Na primeira parte, as JSS de substratos em alumínio foram ensaiadas com diferentes condições geométricas que consistiram na variação do comprimento de sobreposição de 12,5 mm a 50 mm. A segunda parte consistiu na previsão da resistência das JSS por MDC e na variação dos parâmetros de simulação deste. A caracterização dos adesivos utilizados (um epóxico frágil, um epóxico moderadamente dúctil e um poliuretano dúctil) foi obtida com recurso a dados de trabalhos anteriores. O MDC utilizou uma lei coesiva triangular em modo misto, um critério quadrático de tensões para prever o início do dano e um critério linear energético para aferir a rotura. Os parâmetros estudados foram: o refinamento da malha, a variação da rigidez elástica nas leis coesivas e a aplicação de diversos critérios de iniciação e propagação de dano. O estudo concluiu na primeira parte que a carga máxima  $P_{máx}$  é influenciada pelo  $L_0$  da junta e que o MDC utilizado simulou adequadamente a resistência dos adesivos epóxicos. No caso do adesivo dúctil, verificou-se uma previsão aquém do registado experimentalmente devido à utilização da lei coesiva triangular. Na segunda parte do estudo concluiu-se que a redução da rigidez da camada adesiva afeta a previsão da  $P_{máx}$  para os adesivos frágeis e que o

refinamento da malha não afeta o MDC. O critério da deformação nominal máxima e o critério quadrático de deformação apresentaram erros, ao contrário do critério da tensão nominal máxima e do critério quadrático de tensão, que foram precisos para os adesivos frágeis e aceitáveis para os adesivos dúcteis. Neste trabalho também foram estudados dois critérios de rotura. O critério energético *power-law* determina que a rotura em modo misto acontece pela relação entre cada energia de fratura nos modos I e II com as suas energias de fratura críticas. A contribuição de cada relação é regulada pelo expoente de potência ( $\alpha$ ) que neste caso foi variado de 0,5 a 2. O critério de rotura de Benzeggagh-Kenane (BK) é adequado para casos em que a energia de deformação crítica é idêntica no modo II e no modo III. Neste caso, o parâmetro característico ( $\eta$ ) foi variado de 0,5 a 2,5. Os resultados obtidos da  $P_{máx}$  com os dois critérios de rotura foram comparados com os resultados experimentais. O critério linear energético, quando associado ao expoente  $\alpha=1$ , mostrou em todos os adesivos resultados aceitáveis para a previsão da  $P_{máx}$ . Independentemente do expoente associado, em geral o aumento de  $L_0$  provoca um maior erro na previsão. Os resultados obtidos pelo critério linear energético associado ao expoente  $\alpha=1$  foram comparados com o critério de rotura BK. O critério BK mostrou resultados próximos aos obtidos no critério linear energético para o caso do adesivo frágil. Em ambos os critérios, a previsão de  $P_{máx}$  para o adesivo dúctil mostrou-se abaixo do previsto. Esta diferença deve-se ao uso da lei coesiva triangular.

Machado et al.                    *“Extended finite element modelling of aluminium stepped adhesive joints”*  
[77]

O estudo incidiu numa análise por MEFX de juntas em degrau que foi validada com um ensaio experimental. Foi analisada a variação do comprimento de sobreposição  $L_0$ , e as tensões de corte e de arrancamento. As juntas de sobreposição eram feitas em substratos de alumínio. Foram testados ainda dois adesivos dúcteis e um frágil. No MEFX, a previsão da carga máxima foi conseguida com recurso a diferentes critérios de iniciação de dano baseados em tensão (critério de tensão nominal máxima, critério quadrático de tensão e tensão principal máxima) e deformação (critério de deformação nominal máxima, critério quadrático de deformação e deformação principal máxima). A propagação da fenda foi conseguida através de leis de dano lineares ou exponenciais, sendo que se registaram bons resultados com o primeiro caso através da lei triangular. O critério de tensão nominal máxima e o critério quadrático de tensão mostraram-se os mais adequados na previsão de juntas adesivas com adesivos frágeis e dúcteis, apresentando uma diferença para o ensaio experimental inferior a 10%. O aumento de  $L_0$  não provoca alterações na  $P_{máx}$  das juntas com adesivo frágil, enquanto nas juntas com adesivos dúcteis foi detetada uma linearidade entre aumento de  $L_0$  e da  $P_{máx}$ .

## 2.3 Métodos sem malha

Os métodos sem malha são utilizados com frequência na biomecânica [78], sendo que também podem ser aplicados em áreas como a mecânica estrutural [79] e no estudo computacional de fluidos [80]. Na previsão da resistência de juntas adesivas, os métodos sem malha ainda estão em desenvolvimento, apesar de já existirem alguns trabalhos publicados. Os métodos sem malha apresentam-se como uma alternativa ao MEF para resolver problemas que contenham grandes deformações devido à distorção dos elementos. Nestes casos, o MEF tem dificuldades em analisar o elemento devido à dependência da malha. Ao contrário do MEF, os métodos sem malha possibilitam a análise de problemas de fratura pois não necessitam efetuar continuamente a malha durante a simulação do crescimento do dano. Podem ser aplicados critérios de fratura ou da mecânica de dano para prever a resistência da junta [31].

O primeiro método sem malha surgiu pela aplicação do método *Smoothed Particle Hydrodynamics* (SPH), que pretendia resolver problemas astrofísicos [81], tendo sido recentemente aplicado a juntas adesivas [82]. Ao longo dos anos foram surgindo diversos métodos como o *Element Free Galerkin Method* (EFGM) [83], o *Meshless Local Petrov-Galerkin* (MLPG) [84] e o *Reproducing Kernel Particle Method* (RKPM) [85], que utilizavam funções de aproximação para a construção das funções de forma. Contudo, as funções de aproximação dificultavam a imposição de condições fronteira essenciais e naturais por falta da função de delta de Kronecker. No início do séc.XXI a solução para a falta da propriedade de Kronecker surgiu através do método *Point Interpolation Method* (PIM) [86]. O PIM deu origem ao *Radial Point Interpolation Method* (RPIM) [87]. O *Natural Neighbours Radial Point Interpolation Method* (NNRPIM) [88] teve inspiração no RPIM, mas apresenta um conceito diferente deste ao nível da conectividade nodal. Recentemente surgiram outros métodos como o *Symmetric Smoothed Particle Hydrodynamics* (SSPH) [89], que é uma evolução do SPH e o *Natural Radial Element Method* (NREM) que utiliza pequenos domínios de influência e uma nova abordagem de *Radial Point Interpolation* (RPI) em que se utiliza o quadrado da norma euclidiana [90]. Outro método recentemente criado é o MAX-FEM, que combina o MEFX com o *Matched Asymptotics Expansions* (MAE), deixando ser necessário reconstruir a malha durante a análise de um problema [91].

### 2.3.1 Fundamentos dos métodos sem malha

Os métodos sem malha consistem na resolução numérica de equações diferenciais parciais. Neste método, as funções de campo são aproximadas a um domínio de influência, o que permite a discretização nodal de uma forma aleatória. Assim, é possível a sobreposição dos domínios, algo que no MEF não acontece, pois o domínio consiste em elementos [92]. Nos métodos sem malha, o domínio é sempre necessário para a aplicabilidade da função, e fora desse, a função é nula. O domínio de influência necessita

de ser determinado para cada nó existente na distribuição nodal, sendo que para a discretização apenas é necessária a localização de cada nó. Assim ocorre o surgimento de nós com domínios de diversas formas e tamanhos. A definição dos domínios implica o uso de técnicas que estejam de acordo com o método sem malha utilizado. A maioria dos métodos sem malha utiliza o mesmo procedimento. A primeira etapa dos métodos sem malha consiste no estudo da geometria, no estabelecimento do domínio e do contorno. Após esta etapa é possível estabelecer as condições fronteira essenciais e naturais (Figura 11 a). A segunda etapa passa pela discretização nodal do domínio e da fronteira do problema. A discretização nodal influencia o resultado da análise numérica e pode ser feita de forma regular (Figura 11 b) ou irregular (Figura 11 c), sendo que a discretização irregular habitualmente apresenta uma menor precisão. Contudo, em locais de maior concentração de tensões, como por exemplo uma fenda, a forma irregular permite uma maior concentração de nós perto da fenda, descrevendo-a assim melhor. A malha regular também pode ser aplicada para a descrição da fenda, apenas sendo necessário a adição de nós extra nos locais onde está previsto ocorrer concentração de tensão. A conectividade nodal pode ser feita através da sobreposição de domínios de influência para o RPIM ou por células de influência para o NNRPIM.

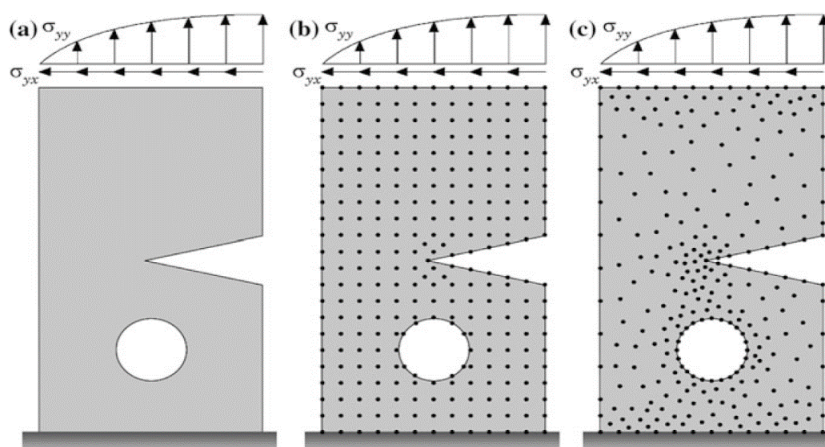


Figura 11 – a) Domínio do problema e condições fronteira, b) discretização nodal regular, c) discretização nodal irregular[93].

A terceira etapa consiste na construção da malha de integração, que pode ser realizada através de uma malha independente ou uma dependente da malha nodal. A malha independente caracteriza a denominação dos métodos sem malha uma vez que a integração é conseguida pelo uso de uma malha de fundo sobre o domínio. A malha de integração é constituída por pontos de integração que representam o volume do sólido discretizado. Depois de obtido a malha de integração só é preciso aplicar funções de interpolação ou de aproximação para se obter as variáveis de campo em estudo.

### 2.3.2 Formulação do *Radial Point Interpolation Method*

A formulação do RPIM é baseada no método *Point Interpolation Method* (PIM). O PIM utiliza o conceito de domínio de influência em alternativa ao conceito de domínio global,

o que permite estabelecer uma boa conectividade nodal. A partir dos grupos de nós distribuídos, as funções de forma que possuem a propriedade delta de Kronecker conectam esses nós transformando-se em funções de forma de interpolação polinomial [86]. Esta transformação permite a imposição de condições essenciais e naturais. Estas condições em métodos como o EFGM e no MLPG provocam implicações pois estes utilizam a função de aproximação *moving least square* (MLS) para a construção das funções de forma. A obtenção das funções de forma é mais simples no PIM do que por exemplo no MLS, o que permite aumentar a capacidade de análise de distribuições não uniformes de nós [94]. Contudo, o PIM apresenta algumas limitações que estão relacionadas com o uso de polinômios nas funções de base, o que pode implicar o surgimento de soluções singulares durante o processo de construção de funções de forma [93]. O RPIM [87, 95] surgiu como uma solução aos problemas relacionados com o alinhamento dos nós que o PIM possuía. O processo de interpolação no RPIM consiste na combinação das funções de base radial (FBR) com funções de base polinomial. As FBR permitem eliminar possíveis singularidades que surgem nas funções de base polinomial e ajustar os dados da superfície [96, 97]. As FBR têm algumas variantes, como a FBR multiquadrática, a FBR Gaussiana e a FBR de placas finas [93]. O RPIM segue a filosofia já descrita para os métodos sem malha, sendo necessário numa primeira fase efetuar a discretização nodal inicial do domínio do problema, que poderá ser bidimensional (2D), para áreas, ou tridimensional (3D), para volumes. Os domínios de influência podem ter um tamanho variável (Figura 12 c) ou fixo (Figura 12 a, e b).

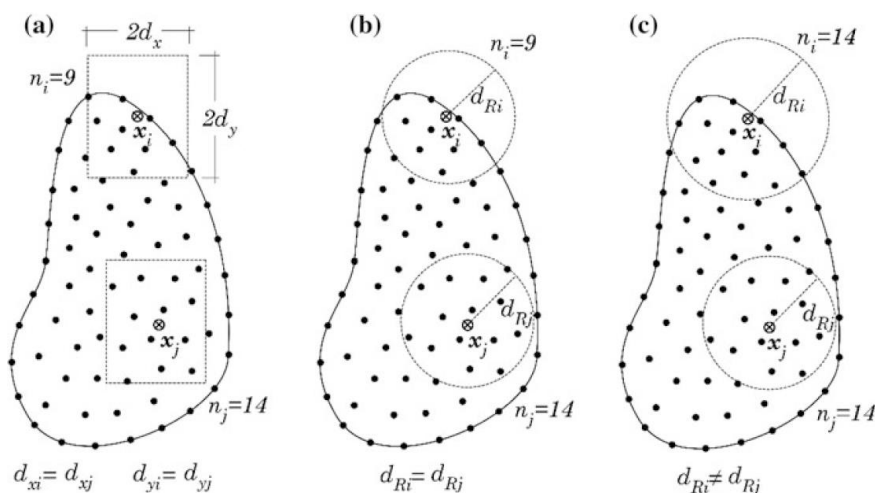


Figura 12 – a) Tamanho fixo do domínio de influência retangular, b) tamanho fixo do domínio de influência circular e c) tamanho variável do domínio de influência circular [93].

Os domínios de influência de tamanho variável apresentam o mesmo número de nós em cada domínio de influência de um nó, o que permite a construção de funções de forma com o mesmo grau de complexidade. Os domínios de influência de tamanho fixo consideram diferentes números de nós dentro do domínio de influência de cada nó, o que reduz a precisão da análise numérica. O número de nós presente num domínio de influência não depende da densidade das discretizações nodais e, depois de escolhido

um valor, este é válido em todas as discretizações de domínio dentro da mesma análise. Após a discretização nodal e a respetiva construção da malha de integração é efetuada a integração das funções de forma. A integração das equações diferenciais no RPIM é feita através da forma fraca de Galerkin segundo o esquema de Gauss-Legendre. As equações diferenciais são conseguidas através de uma malha de integração. A malha é composta por células triangulares ou quadrangulares que são criadas durante a conexão dos nós e que discretizam o domínio do problema. A malha criada para discretizar o domínio pode ter um tamanho superior ao do domínio, sendo que os pontos de integração que se encontram fora do domínio são excluídos do cálculo. Os pontos de integração são distribuídos pelo interior de cada célula da malha [93]. A integração pode ser efetuada com elementos 2D (triangulares ou quadrangulares) ou 3D (tetraedros). Para o primeiro caso, a integração é feita da seguinte forma: a partir da distribuição dos pontos de integração na forma isoparamétrica, as coordenadas cartesianas dos pontos são conseguidas com recurso a funções de interpolação isoparamétricas

$$x = \sum_{i=1}^m N_i(\xi, \eta) \cdot x_i \quad (1)$$

$$y = \sum_{i=1}^m N_i(\xi, \eta) \cdot y_i \quad (2)$$

em que  $m$  é o número de nós que definem o elemento,  $\xi$  e  $\eta$  são as coordenadas naturais,  $N_i$  é a função de forma e  $x_i$  e  $y_i$  são as coordenadas cartesianas do nós da célula. Para elementos de malha quadriláteros as funções de forma são as seguintes

$$N_1(\xi, \eta) = \frac{1}{4} \times (1 - \xi) \times (1 - \eta) \quad (3)$$

$$N_2(\xi, \eta) = \frac{1}{4} \times (1 - \xi) \times (1 + \eta) \quad (4)$$

$$N_3(\xi, \eta) = \frac{1}{4} \times (1 + \xi) \times (1 + \eta) \quad (5)$$

$$N_4(\xi, \eta) = \frac{1}{4} \times (1 + \xi) \times (1 - \eta) \quad (6)$$

Para elementos de malha triangulares as funções de forma são as seguintes

$$N_1(\xi, \eta) = 1 - \xi - \eta \quad (7)$$

$$N_2(\xi, \eta) = \eta \quad (8)$$

$$N_3(\xi, \eta) = \xi \quad (9)$$

O peso do ponto de integração ( $\omega_i, \omega_j$ ) é conseguido pela multiplicação do peso isoparamétrico do ponto com o inverso do determinante da matriz Jacobiana ( $\mathbf{J}$ ) da respetiva célula

$$[\mathbf{J}] = \begin{bmatrix} \frac{\partial x}{\partial \xi} & \frac{\partial x}{\partial \eta} \\ \frac{\partial y}{\partial \xi} & \frac{\partial y}{\partial \eta} \end{bmatrix}. \quad (10)$$

A integração numérica é obtida com:

$$\int_{-1}^1 \int_{-1}^1 f(x) dx dy = \sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^n \omega_i \omega_j f(x). \quad (11)$$

### 2.3.3 Formulação do *Natural Neighbours Radial Point Interpolation Method*

O NNRPIM [88] é um método inspirado no RPIM [87] e no *Natural Elements Method* (NEM) [98]. No NNRPIM, ao contrário do método RPIM, não é usado o conceito de domínio de influência na conectividade nodal, mas sim o conceito de células de influência. As células de influência são construídas a partir de conceitos geométricos e matemáticos como os diagramas de Voronoï [99] e a triangulação de Delaunay [100]. O conceito de vizinho natural (*natural neighbours*) surgiu por Sibson [101] para ajustar dados e permitiu obter as células de influência que no NNRPIM funcionam como estruturas elementares da conectividade nodal. As células de influência podem ser divididas em células de primeiro grau (Figura 13 a) ou de segundo grau (Figura 13 b). Nas células de primeiro grau, estão presentes os vizinhos naturais de primeiro grau até a um certo ponto de interesse, enquanto as células de segundo grau, para além de conterem os vizinhos de primeiro grau, também incluem todos os vizinhos naturais de todos os outros nós que fazem parte das células de influência do primeiro grau [93].

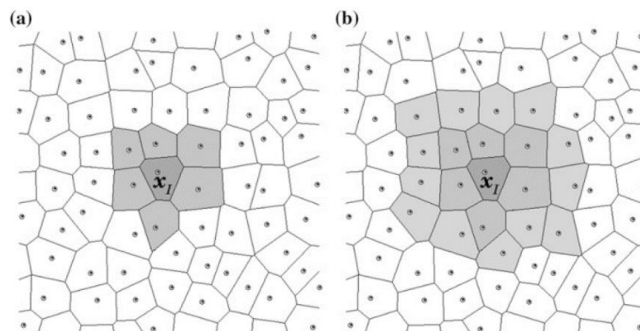


Figura 13 – a) Célula de influência de 1º grau e b) célula de influência de 2º grau [93].

As relações geométricas e espaciais entre as células de Voronoï permitem o surgimento das células de influência a partir do diagrama de Voronoï e da distribuição de um conjunto não estruturado de nós. Por não necessitar de um conjunto estruturado de

nós (Figura 14 a), o NNRPIM é considerado como um verdadeiro método sem malha pois apenas precisa da localização dos nós no espaço de modo a discretizar o domínio do problema [93]. O procedimento bidimensional da formação do diagrama a partir do conceito dos vizinhos naturais é exemplificado a seguir.

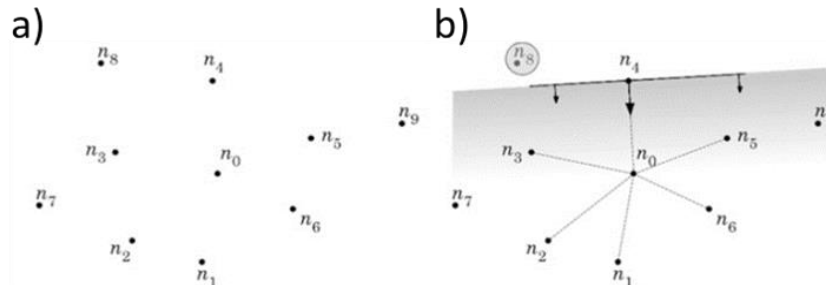


Figura 14 – a) Potenciais nós vizinhos do nó  $n_0$ , b) primeiro plano [93].

Considere-se um conjunto  $\mathbf{N}$  de  $n$  nós distintos

$$\mathbf{N} = \{n_0, n_1, \dots, n_n\} \in \mathbb{R}^2. \quad (12)$$

O diagrama de Voronoï de  $\mathbf{N}$  é composto por  $i$  sub-regiões  $V_i$ . Cada sub-região  $V_i$  está associada ao nó  $i$ , permitindo que cada ponto interior de  $V_i$  esteja mais próximo de  $n_i$  do que  $n_j$ . A célula de Voronoï é assim definida por

$$V_i = \{x \in \mathbb{R}^2 : E_n(\mathbf{x}, \mathbf{x}_i) < E_n(\mathbf{x}, \mathbf{x}_j), \forall j \neq i\}, \quad (13)$$

sendo  $E_n(\mathbf{x}_i, \mathbf{x}_j)$  a distância entre os nós de coordenadas  $\mathbf{x}_i$  e  $\mathbf{x}_j$ . O diagrama de Voronoï é definido por

$$\mathbf{V} = \{V_0, V_1, \dots, V_n\} \quad (14)$$

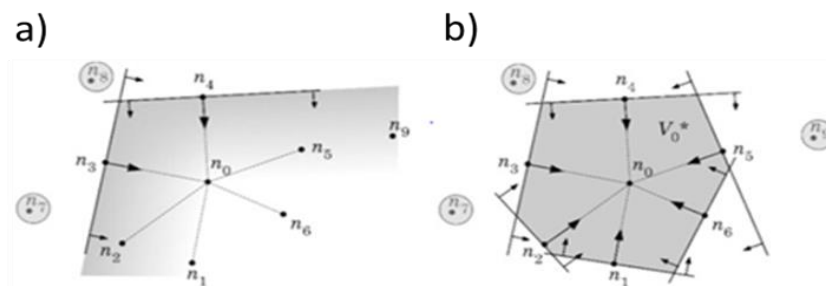


Figura 15 – a) Segundo Plano, b) célula contendo apenas nós vizinhos [93]

Por exemplo, considerando o nó  $n_0$  da Figura 14 (b),  $n_4$  é um potencial vizinho natural, tal como  $n_3$  na Figura 15 (a), estando apenas em diferentes planos. Considerando todos os nós vizinhos de  $n_0$  (Figura 15 b) é possível obter uma célula provisória de Voronoï. Para um potencial vizinho, por exemplo  $n_1$ , e pelo cálculo do vetor normal  $u_{10}$ , é possível descartar todos os nós que não se encontram dentro do domínio da célula provisória de Voronoï, como  $n_7$ ,  $n_8$  e  $n_9$  presentes na Figura 15 (b).

$$u_{10} = \frac{(x_0 - x_1)}{\|x_0 - x_1\|}, \tag{15}$$

sendo  $u_{10} = [u_{10}, v_{10}, w_{10}]$ . A equação (16) seleciona os nós que a respeitam e elimina os restantes

$$(u_{10}x + v_{10}y + w_{10}z) \geq (u_{10}x_1 + v_{10}y_1 + w_{10}z_1). \tag{16}$$

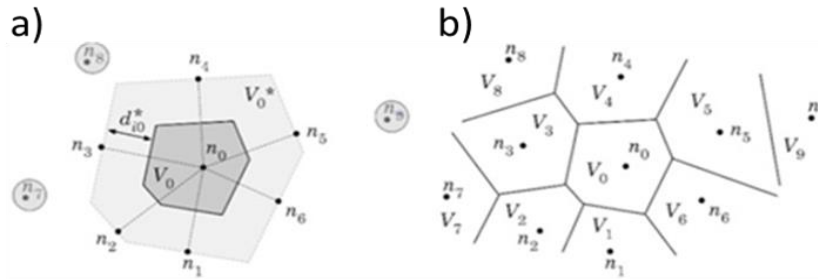


Figura 16 – a) Célula de Voronoi e b) diagrama de Voronoi [93].

Com a obtenção da célula provisória para o nó  $n_0$ , é possível obter a célula Voronoi  $V_0$  (Figura 16 a). A distância entre o nó  $n_0$  e a fronteira da célula de Voronoi, segundo a norma euclidiana, é metade da distância do nó  $n_0$  ao vizinho em causa

$$d_{n_0, n_1} = \frac{E(X_0, X_1)}{2}. \tag{17}$$

Este procedimento é repetido para todos os nós que discretizam o domínio do problema dando assim origem ao diagrama de Voronoi (Figura 16 b). A integração das equações diferenciais dá-se após a construção do diagrama de Voronoi (Figura 17 a) sendo apenas necessária uma malha de integração. Os triângulos de Delaunay (Figura 17 b) são usados para criar uma malha de fundo que permite a união dos limites comuns entre células de influência.

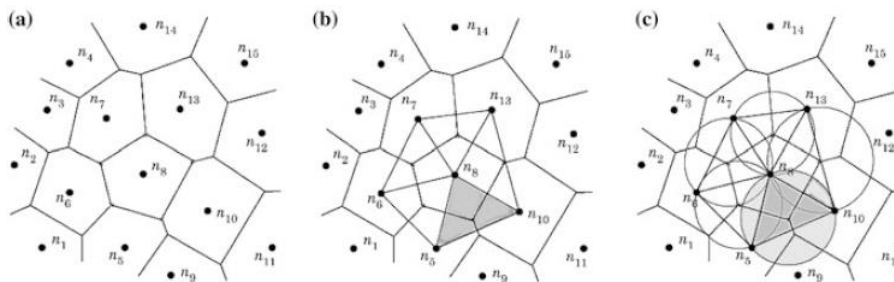


Figura 17 – a) Diagrama de Voronoi, b) triangulação de Delaunay e c) vizinhos naturais circunscritos [93].

A criação da malha de integração (Figura 17 c) permite de seguida a integração. Para isso, cada célula do diagrama de Voronoi é dividida em células mais pequenas que podem ser triangulares, se a malha for regular, ou quadrangulares, se a malha for irregular.

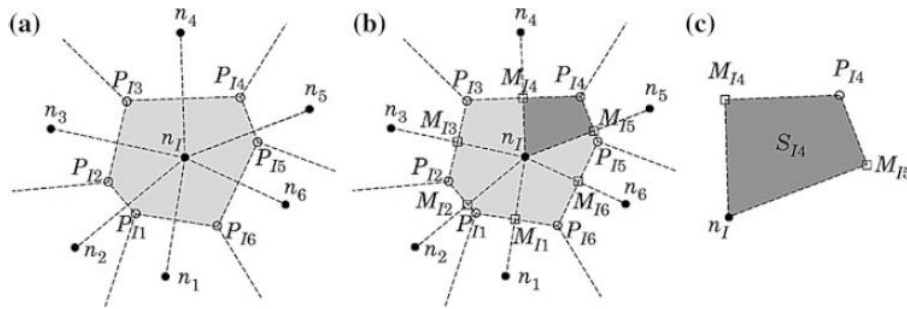


Figura 18 – Para uma malha irregular a) célula de Voronoi e correspondentes pontos de interseção  $P_{ij}$ , b) pontos médios  $M_{ij}$  e o correspondente quadrilátero criado e c) quadrilátero criado [93].

A construção de uma célula de Voronoi ( $V_i$ ) permite determinar os pontos de interseção ( $P_{ij}$ ) da célula (Figura 18 a) com a fronteira das células vizinhas. Os pontos médios ( $M_{ij}$ ) são determinados pela união dos nós da célula aos nós vizinhos (Figura 18 b). Os pontos médios localizam-se na interseção da união referida com a fronteira da célula. A divisão de uma célula de Voronoi resulta em  $n$  sub-células ( $S_{ij}$ ) (Figura 18 c), em que  $n$  corresponde ao número de vizinhos naturais. A área da célula de Voronoi ( $V_i$ ) corresponde ao somatório das áreas das sub-células

$$A_{V_i} = \sum_{i=1}^n A_{S_{ij}}, \forall A_{S_{ij}} \geq 0, \quad (18)$$

onde  $A_{V_i}$  é a área da célula de Voronoi e  $A_{S_{ij}}$  é a área da sub-célula. De acordo com a integração numérica de Gauss-Legrande, é introduzido um ponto de integração no centro de cada célula (Figura 19), sendo que a adição de mais pontos obriga novamente à divisão da célula em sub-células menores.

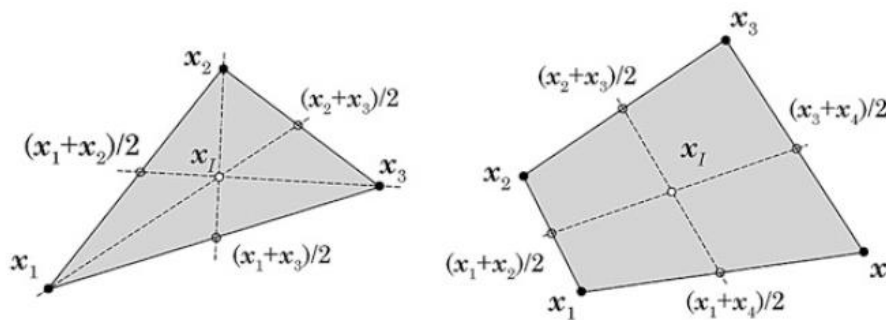


Figura 19 – Pontos de integração introduzidos numa célula triangular e quadrilátera [93].

No NNRPIM as funções de forma utilizadas usam a forma fraca de Galerkin, sendo contruídas a partir de um processo com algumas semelhanças ao método RPIM. A conectividade nodal usada neste método permite a obter um campo de deslocamentos e de tensões mais preciso em comparação com outros métodos.

### 2.3.4 Funções de Forma de *Radial Point Interpolation*

Os *Radial Point Interpolations* (RPI) são as funções de forma utilizadas nos métodos RPIM e NNRPIM. As funções de forma combinam funções de base radial com funções polinomiais. A formulação dos RPI foi descrita nos trabalhos de Liu [86] e Wang [87].

Considera-se uma função  $u(\mathbf{x})$  definida através de um domínio específico, sendo discretizada por um conjunto de nós  $N$ . Assume-se que estes apenas se encontram dentro de uma certa célula de influência e que têm efeito na função  $u(\mathbf{x}_I)$ . É possível obter o valor da função num certo ponto  $x_I$  com a expressão seguinte

$$\mathbf{u}(\mathbf{x}_I) = \sum_{i=1}^n R_i(\mathbf{x}_I) a_i(\mathbf{x}_I) + \sum_{j=1}^m p_j(\mathbf{x}_I) b_j(\mathbf{x}_I) = \{R^T(\mathbf{x}_I), p^T(\mathbf{x}_I)\} \{\mathbf{a}; \mathbf{b}\} \quad (19)$$

onde  $R_I(\mathbf{x}_I)$  é a função de base radial e  $n$  o número de nós dentro da célula de influência do ponto  $\mathbf{x}_I$ . Os coeficientes  $a_i(\mathbf{x}_I)$  e  $b_i(\mathbf{x}_I)$  são coeficientes não constantes de  $R_i(\mathbf{x}_I)$  e  $p_j(\mathbf{x}_I)$ , respetivamente.  $p_j(\mathbf{x}_I)$  é a função de base polinomial e  $m$  é o número de monómios da base polinomial. Os vetores da equação (19) são:

$$\mathbf{R}^T(\mathbf{x}_I) = \{R_1(\mathbf{x}_I), R_2(\mathbf{x}_I), \dots, R_n(\mathbf{x}_I)\} \quad (20)$$

$$\mathbf{p}^T(\mathbf{x}_I) = \{p_1(\mathbf{x}_I), p_2(\mathbf{x}_I), \dots, p_m(\mathbf{x}_I)\} \quad (21)$$

$$\mathbf{a}^T(\mathbf{x}_I) = \{a_1(\mathbf{x}_I), a_2(\mathbf{x}_I), \dots, a_n(\mathbf{x}_I)\} \quad (22)$$

$$\mathbf{b}^T(\mathbf{x}_I) = \{b_1(\mathbf{x}_I), b_2(\mathbf{x}_I), \dots, b_m(\mathbf{x}_I)\}. \quad (23)$$

Nas FBR a variável  $r_{ii}$  é dada pela distância entre o nó  $x_i$  e o nó vizinho  $x_i$ , sendo calculada da seguinte forma

$$r_{ii} = \sqrt{(x_i - x_I)^2 + (y_i - y_I)^2 + (z_i - z_I)^2}. \quad (24)$$

A FBR multiquadrática proposta por Hardy [102] é dada por

$$R_{ii} = (r_{ii}^2 + c^2)^p. \quad (25)$$

Os parâmetros de forma  $c$  e  $p$  afetam diretamente os resultados da FBR. Por esta razão, os parâmetros devem ser otimizados, como Wang e Liu [87] fizeram no caso do RPIM e Belinha et al. [103] para o NNRPIM. Para um modelo 2D, as bases necessárias são a equação de base nula (26), a equação de base constante (27), a equação de base linear (28) e a equação de base quadrática (29)

$$\mathbf{x}^T = \{x, y\}; \mathbf{P}^T(\mathbf{x}) = \{0\}; m = 0 \quad (26)$$

$$\mathbf{x}^T = \{x, y\}; \mathbf{P}^T(\mathbf{x}) = \{1\}; m = 1 \quad (27)$$

$$\mathbf{x}^T = \{x, y\}; \mathbf{P}^T(\mathbf{x}) = \{1, x, y\}; m = 3 \quad (28)$$

$$\mathbf{x}^T = \{x, y\}; \mathbf{P}^T(\mathbf{x}) = \{1, x, y, x^2, xy, y^2\}; m = 6. \quad (29)$$

A obtenção de uma solução única requer que a base polinomial tenha de satisfazer o seguinte requerimento

$$\sum_{i=1}^n p_j(\mathbf{x}_i) a_i(\mathbf{x}_i) = 0, j = 1, 2, \dots, m. \quad (30)$$

Com a condição satisfeita pode-se então escrever uma nova equação matricial

$$\begin{Bmatrix} \mathbf{u}_s \\ 0 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{R}_Q & \mathbf{P}_m \\ \mathbf{P}_m^T & 0 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \mathbf{a} \\ \mathbf{b} \end{Bmatrix} = \mathbf{G} \begin{Bmatrix} \mathbf{a} \\ \mathbf{b} \end{Bmatrix}, \quad (31)$$

onde

$$\mathbf{u}_s = \{u_1, u_2, \dots, u_n\}^T, \quad (32)$$

$$\mathbf{R}_Q = \begin{bmatrix} R(r_{11}) & R(r_{12}) & \cdots & R(r_{1n}) \\ R(r_{21}) & R(r_{22}) & \cdots & R(r_{2n}) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ R(r_{n1}) & R(r_{n2}) & \cdots & R(r_{nn}) \end{bmatrix}. \quad (33)$$

A base polinomial constante é definida por

$$\mathbf{P}_m = [1 \ 1 \ \dots \ 1]^T, \quad (34)$$

sendo que, para um problema bidimensional, a base polinomial linear é

$$\mathbf{P}_m = \begin{bmatrix} 1 & 1 & \cdots & 1 \\ x_1 & x_2 & \cdots & x_m \\ y_1 & y_2 & \cdots & y_m \end{bmatrix}^T. \quad (35)$$

Através da equação (31), em que  $\mathbf{G}$  representa a matriz do sistema, é possível obter os coeficientes  $a$  e  $b$ . Invertendo a matriz  $\mathbf{G}$  tem-se

$$\begin{Bmatrix} \mathbf{a} \\ \mathbf{b} \end{Bmatrix} = \mathbf{G}^{-1} \begin{Bmatrix} \mathbf{u}_s \\ 0 \end{Bmatrix}. \quad (36)$$

Substituindo na equação (19), obtém-se

$$\mathbf{u}(\mathbf{x}_1) = \{\mathbf{R}^T(\mathbf{x}_1), \mathbf{P}^T(\mathbf{x}_1)\} \mathbf{G}^{-1} \begin{Bmatrix} \mathbf{u}_s \\ 0 \end{Bmatrix} = \varphi(\mathbf{x}_1) \mathbf{u}_s, \quad (37)$$

onde  $\varphi(\mathbf{x})$  é a função de forma definida por

$$\varphi(\mathbf{x}_I) = \{\mathbf{R}^T(\mathbf{x}_I), \mathbf{p}^T(\mathbf{x}_I)\} \mathbf{G}^{-1} = \{\varphi_1(\mathbf{x}_I), \varphi_2(\mathbf{x}_I), \dots, \varphi_n(\mathbf{x}_I)\}. \quad (38)$$

A derivada parcial de  $\varphi(\mathbf{x})$  em ordem à variável  $\xi$  é dada por

$$\varphi_\xi(\mathbf{x}_I) = \{\mathbf{R}_\xi^T(\mathbf{x}_I), \mathbf{p}_\xi^T(\mathbf{x}_I)\} \mathbf{G}^{-1}. \quad (39)$$

As derivadas parciais da FBR multiquadrática em ordem  $\mathbf{x}$  e  $\mathbf{y}$  são

$$\mathbf{R}_{,x}(r_{ij}) = 2p(r_{ij}^2 + c^2)^{p-1}(\mathbf{x}_j - \mathbf{x}_i) \quad (40)$$

$$\mathbf{R}_{,y}(r_{ij}) = 2p(r_{ij}^2 + c^2)^{p-1}(\mathbf{y}_j - \mathbf{y}_i). \quad (41)$$

As funções de forma possuem a propriedade delta de Kronecker, tal como demonstrado nos trabalhos iniciais de Liu e Wang [87, 95]

$$\varphi_i(\mathbf{x}_j) = \delta_{ij} = \begin{cases} 1(i = j) \\ 0(i \neq j) \end{cases} \quad i, j = 1, \dots, n. \quad (42)$$

A função de forma tem de satisfazer a partição de unidade que é dada através da seguinte expressão

$$\sum_{i=1}^n \varphi_i(\mathbf{x}_i) = 1. \quad (43)$$

### 2.3.5 Estado da arte aplicado a juntas adesivas

Neste subcapítulo são apresentados alguns trabalhos realizados com base nos métodos sem malha. Na Tabela 2 são assim apresentados de forma breve os objetivos, resultados e conclusões destes trabalhos.

Tabela 2- Estado da arte dos métodos sem malha.

Referência bibliográfica	Estudo realizado
Tsai et al. [104]	<i>“Analysis of cohesive failure in adhesively bonded joints with the SSPH meshless method”</i>
<p>Neste trabalho o método sem malha SSPH utiliza MDC para simular numericamente o início e a propagação de uma fenda que ocorrem durante um ensaio <i>double cantilever beam</i> (DCB) com aderentes em alumínio. Também foi feito um estudo de otimização aos parâmetros do MDC nos modos I e II. A simulação numérica foi comparada com um ensaio experimental. Ambos os ensaios submeteram os provetes DCB ao modo de carga I (tração), ao modo de carga II (corte) e a carregamento misto. A abordagem</p>	

SSPH chegou a resultados próximos com os experimentais. No modo I a diferença máxima entre a  $P_{máx}$  calculada de numérica foi abaixo dos 7%. Para o modo II, atingiram-se resultados semelhantes aos experimentais quando o ângulo de mixicidade de modos foi inferior a 50°.

Mubashar e Ashcroft [82] *“Comparison of cohesive zone elements and smoothed particle hydrodynamics for failure prediction of single lap adhesive joints”*

Neste trabalho, é utilizado o método SPH para analisar a distribuição de tensão e o início da propagação da fenda de uma JSS composta por aderentes em alumínio e um adesivo dúctil. A seguir, o modelo é comparado com um MEF 3D em conjunto com MDC para as mesmas condições fronteiras. Os resultados demonstraram que no SPH as tensões de arrancamento eram maiores e as tensões de corte eram menores do que as previstas pelos MDC, isto apesar de ter sido efetuada uma análise a uma extensão reduzida da junta. A iniciação e a propagação da fenda foram similares nos dois métodos. O método SPH permite assim analisar roturas coesivas, mas ainda necessita de melhorias para permitir o crescimento interfacial da fenda. O método também consegue analisar deformações elevadas em adesivos dúcteis pois como é um método sem malha consegue superar o problema de distorção que ocorre nas malhas de Lagrange.

Ramalho et al. [105] *“Single lap joint strength prediction using the radial point interpolation method and the critical longitudinal strain criterion”*

Neste trabalho, é implementado o método RPIM com o critério CLS com vista a analisar JSS com aderentes em alumínio. Nas juntas adesivas foram testados adesivos com características distintas. Os adesivos utilizados foram um epóxido frágil, um epóxido moderadamente dúctil e um poliuretano dúctil. O  $L_0$  também foi testado, desde 12,5 mm até 50 mm em intervalos de 12,5 mm. A determinação dos parâmetros do critério CLS é conseguida através de resultados experimentais e por várias simulações numéricas. A análise numérica da distribuição de tensão foi comparada com resultados experimentais obtidos num trabalho anterior. As restantes comparações foram efetuadas por uma análise pelo MEF. No método RPIM, o domínio de influência do problema foi estudado para o caso de uma junta adesiva com um  $L_0=12,5$  mm. Quando um material tem uma espessura muito menor do que o outro presente, o método RPIM tende a sobrepor os domínios de influência. Este problema foi resolvido pela introdução de nós na separação entre materiais quando são criados os domínios. O uso do método RPIM sem estas restrições na interface faz com que a distribuição de tensão seja diferente daquela obtida pelo MEF e no método RPIM com as restrições referidas. Em comparação com o MEF, o RPIM mostrou resultados semelhantes para a tensão de arrancamento, a tensão de corte e para a deformação longitudinal. A obtenção dos parâmetros do critério CLS é conseguida

pela combinação de diversas curvas de deformação longitudinal para os diferentes  $L_0$ . A comparação entre curvas mostrou que, para as combinações possíveis de curvas de diferentes  $L_0$ , existiam dois pontos de intersecção entre curvas. Para os três adesivos em estudo, os melhores resultados foram em geral alcançados na primeira intersecção e para a comparação de  $L_0=12,5$  mm com  $L_0=37,5$  mm. A partir destes parâmetros foi estimada a  $P_{máx}$  para os diferentes  $L_0$  e foi atingido um erro máximo que vai de encontro aos valores de referência para os critérios da mecânica dos meios contínuos. O RPIM mostrou-se como um método adequado para a análise de juntas adesivas.

Ramalho et al.     “*Strength prediction of composite single lap joints using the radial point interpolation method*”  
[106]

Neste trabalho são analisadas JSS com aderentes em fibra de carbono através do método NNRPIM combinado com um critério da mecânica dos meios contínuos denominado como CLS. O critério CLS determina a falha de uma JSS quando a deformação longitudinal alcança o valor crítico na distância crítica. Estes dois parâmetros são determinados através de ensaios experimentais e simulações numéricas para diversos  $L_0$ . Por este motivo, o estudo analisou o  $L_0$  de 10 a 80 mm e diferentes tipos de adesivo. Para isso testou-se um adesivo epóxico frágil, um adesivo epóxico moderadamente dúctil e um adesivo de poliuretano dúctil. A distribuição de tensão obtida pelo método NNRPIM foi validada por uma análise pelo MEF que considerou as mesmas condições fronteira. O estudo concluiu que ambos os métodos apresentavam uma distribuição de tensão semelhante e que o incremento do  $L_0$  provoca o aumento do pico da tensão de corte e da tensão de arrancamento que ocorre nas extremidades de  $L_0$ . No interior do  $L_0$ , o aumento do  $L_0$  provoca a diminuição da tensão de corte. O aumento do  $L_0$  leva ao movimento da tensão de compressão desde o interior de  $L_0$  para a extremidade. Para a previsão da  $P_{máx}$  é necessário obter os parâmetros críticos através da intersecção das linhas da deformação longitudinal para diferentes  $L_0$ , formando assim várias combinações de parâmetros. O adesivo frágil foi aquele que apresentou o maior número de combinações (28 em 30) que tiveram um erro na ordem dos 10%. Para o adesivo moderadamente dúctil, só foram possíveis duas combinações de curvas de diferentes  $L_0$  e para o adesivo dúctil sete. Em ambos os casos, a média do erro foi considerável. Após a obtenção dos melhores parâmetros, a previsão da  $P_{máx}$  mostrou que a simulação numérica para o adesivo dúctil e o adesivo frágil acompanham o crescimento da  $P_{máx}$  em relação ao  $L_0$  tal como registado no ensaio experimental. O estudo concluiu que não existe nenhuma regra para determinar os parâmetros do critério CLS, pelo que é necessário averiguar vários  $L_0$ . O critério CLS provou ser preciso para adesivos frágeis, mas mostrou muitas limitações na análise de adesivos dúcteis, o que permitiu concluir que não é adequado para esses casos.

Sánchez-Arce et al. [107]      *“Material non-linearity in the numerical analysis of SLJ bonded with ductile adhesives: A meshless approach”*

O trabalho realizado pretendeu utilizar os critérios de cedência de von Mises (vM) e de Drucker-Prager Exponencial (DPE) em conjunto com o método NNRPIM para analisar uma JSS com aderentes em alumínio. O estudo incidiu na variação do  $L_0$  entre 12,5 e 50 mm e na comparação entre o uso de um adesivo epóxico moderadamente útil e um adesivo de poliuretano dúctil. Foi analisada a distribuição da tensão e a  $P_{máx}$ . As simulações numéricas foram comparadas com resultados experimentais. Os resultados experimentais mostraram um crescimento do valor da  $P_{máx}$  com o aumento do  $L_0$ . O valor mais alto da  $P_{máx}$  foi registado para o adesivo dúctil. A simulação numérica também demonstrou a tendência de crescimento de  $P_{máx}$  em relação  $L_0$  observada no ensaio experimental. Contudo, no caso do adesivo dúctil todas as simulações numéricas ficaram abaixo dos resultados experimentais. O critério DPE e o critério vM atingiram valores semelhantes para a  $P_{máx}$ . No caso do adesivo moderadamente dúctil, o critério de vM e o critério DPE voltam a estar muito próximos um do outro para os diferentes valores de  $L_0$ . Em relação ao resultado experimental, ambos os critérios sobrestimam a  $P_{máx}$  para  $L_0=12,5$  mm. Na distribuição de tensão, o critério DPE mostrou uma tensão de arrancamento máxima e uma tensão de corte máxima inferior às obtidas pelo critério de vM, o que indica uma melhor representação do comportamento dúctil do adesivo. O trabalho concluiu que o critério DPE foi implementado com sucesso no NNRPIM pois este aproximou-se mais dos resultados experimentais do que o NNRPIM com o critério de vM. Foi concluído que, apesar de o NNRPIM ser um bom método para analisar juntas adesivas, é necessário usá-lo em conjunto com um critério de cedência mais adequado ao comportamento dúctil de alguns adesivos.

#### 2.4 Juntas adesivas sujeitas a esforços normais

As juntas adesivas podem apresentar diversas configurações e estar sujeitas a um ou mais esforços como a tração, a compressão, o corte, ao arrancamento e à clivagem. Algumas geometrias de juntas adesivas são sensíveis a alguns tipos de esforços, enquanto outras são trabalhadas para resistir a um esforço em específico. Em algumas configurações de juntas adesivas, os esforços normais são predominantes. Os esforços de arrancamento são comuns em geometrias como as juntas em T e L [10]. Os ensaios de arrancamento e de clivagem, tentam representar os carregamentos mais críticos a que as juntas adesivas estão sujeitas.

### 2.4.1 Ensaios de caracterização ao arrancamento

Os ensaios ao arrancamento (Figura 20) são usados essencialmente na caracterização de adesivos dúcteis, pelo que são ideais para distinguir estes dos adesivos frágeis. A caracterização ao arrancamento pode ser efetuada através de ensaios de arrancamento em juntas em T. Nos casos em que existem ligações entre aderentes rígidos e flexíveis, como por exemplo na ligação entre uma pele e o núcleo de uma *sandwich*, são executados ensaios de arrancamento a 180°, ensaios de rolete flutuante e por ensaios de *climbing* [10, 108].

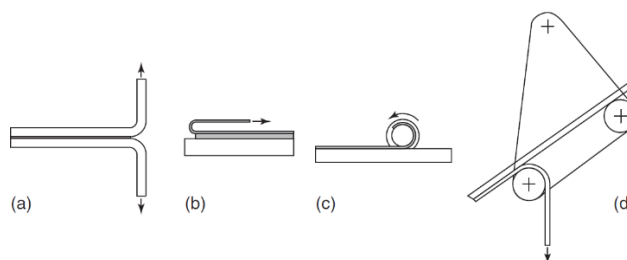


Figura 20 – Ensaios ao arrancamento: a) ensaio de juntas em T, b) ensaio a 180°, c) ensaio de *climbing* e d) ensaio de rolete flutuante [108].

O ensaio de arrancamento em juntas adesivas em T (Figura 20 a) é um método que se encontra normalizado e descrito na norma ASTM D1876 [109]. Este ensaio é aplicável a juntas em T que utilizam substratos flexíveis, desde que a deformação não seja excessiva. O ensaio é realizado numa máquina de tração a uma velocidade de aplicação de carga constante. Na construção do provete, a geometria do filete de adesivo deve ser corrigida ou removida para evitar a concentração de tensões. A espessura de adesivo influencia também o resultado obtido [10, 108].

O ensaio de arrancamento a 180° (Figura 20 b) é um ensaio apresentado na norma ASTM D903-49 [110] em que a junta adesiva é constituída por um aderente rígido e um flexível que irá ser dobrado 180° [10, 108]. O ensaio de *climbing* (Figura 20 c) é também utilizado para caracterizar a ligação entre um aderente flexível e um rígido. O ensaio está descrito na norma ASTM D1781 [111] e habitualmente é usado em provetes *sandwich* com o propósito de avaliar a cura de uma ligação adesiva [10, 108]. O ensaio de rolete flutuante (Figura 20 d) está normalizado segundo a ASTM D3167 [112] e a junta adesiva é ensaiada com recurso a um mecanismo de rolete que é aplicado ao dispositivo de carregamento. Durante o ensaio, o aderente flexível é arrancado segundo um ângulo que se mantém constante. O ângulo de arrancamento pode ser ajustado [10, 108].

### 2.4.2 Juntas em T

As juntas em T são conhecidas pela orientação dos seus aderentes a 90°. No entanto, também são denominadas juntas em T as juntas cujos substratos não se apresentam normais ao aderente base. A análise deste tipo de juntas é mais complicada do que em relação às juntas de sobreposição.

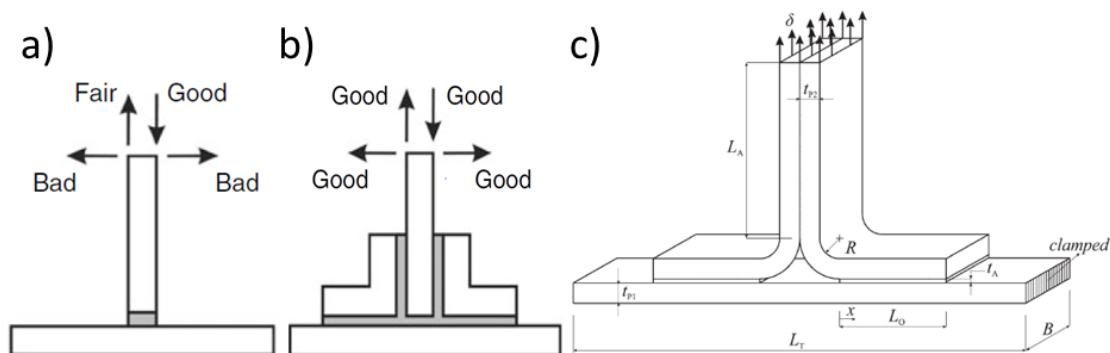


Figura 21 – a) Ligação simples em T [9], b) ligação em T reforçada [9] e c) ligação em duplo L [113].

Neste tipo de ligação, a junta em T apresenta uma baixa resistência às forças de arrancamento que podem surgir durante um carregamento lateral, enquanto os esforços de corte não causam a rotura devido à resistência do adesivo a este tipo de sollicitação. Contudo, as juntas em T não costumam ser tão sollicitadas ao corte quanto as juntas de sobreposição. A geometria da junta em T pode ter diversas formas e até conter reforços que melhorarem a resistência da junta adesiva. Algumas geometrias comuns passam pela ligação simples em T (Figura 21 a), ligação em T com reforços (Figura 21 b) e ligação em T de duplo L (Figura 21 c) [9, 108]. A geometria da junta mais encontrada na indústria é junta em T de duplo L. Neste caso, a junta é composta por dois aderentes que são dobrados a 90° e unidos como apresentados na (Figura 21 c).

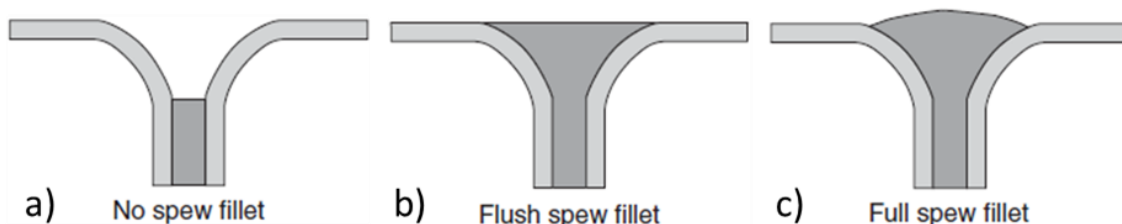


Figura 22 – Juntas adesivas em T: a) sem filete, b) filete à face, c) filete completo [108].

Na indústria automóvel, as juntas em T de duplo L são amplamente usadas, pois são adequadas para serem aplicadas em conjunto com a soldadura por pontos. Este tipo de junta é afetado pela quantidade de filete de adesivo que se encontra no deltoide. O deltoide é denominação da região triangular com os lados curvos que surge na união entre os dois aderentes em L e a base do T. A região do deltoide pode ser preenchida ou não. A presença de filetes tem efeito no comportamento da junta adesiva às sollicitações impostas. A geometria da junta e do filete de adesivo são difíceis de controlar manualmente, sendo que na Figura 22 (a,b,c) são apresentadas as geometrias de filete de adesivo mais comuns [108].

#### 2.4.2.1 Estado da arte da modelação numérica das Juntas adesivas em T

Nesta secção são apresentados alguns trabalhos realizados com juntas em T. Na Tabela 3 são apresentados os objetivos, os resultados e as conclusões desses trabalhos.

Tabela 3 – Estado da arte atual para juntas em T.

Referência bibliográfica	Estudo realizado
Campilho e Moreira [114]	<i>“Use of the XFEM for the design of adhesively bonded T-joints”</i>
	<p>O estudo utilizou o MEFX como uma ferramenta de projeto para dimensionar uma junta adesiva em T. A junta adesiva era composta por aderentes em alumínio com uma espessura do aderente em L (<math>t_{p2}</math>) entre 1 a 4 mm. Os adesivos que permitem a união dos aderentes foram testados de acordo o seu comportamento e para isso utilizou-se um adesivo epóxico frágil, um adesivo epóxico moderadamente dúctil e um adesivo de poliuretano com comportamento dúctil. A distribuição de tensão ao longo da camada adesiva mostrou-se idêntica para os três adesivos testados em termos de forma. O incremento da <math>t_{p2}</math>, provocou nos três adesivos o aumento da tensão de corte máxima, da tensão máxima e da <math>P_{máx}</math>. No caso do adesivo dúctil o crescimento da <math>P_{máx}</math> é quase linear e registou o maior valor da <math>P_{máx}</math> entre os três adesivos testados, apesar de ser o menos resistente. Isto deve-se sobretudo à ductilidade do adesivo que permite de forma mais uniforme, após iniciar a plastificação dos locais de concentração de tensão. A simulação por MEFX testou diversos critérios de iniciação de dano e diversas leis de propagação do dano. No estudo dos critérios de iniciação de dano, a rotura foi sempre aferida com recurso ao critério energético <i>power law</i>. O critério quadrático de tensão e o critério de tensão nominal máxima foram, dos critérios de iniciação de dano testados, os que forneceram em geral os resultados mais próximos da <math>P_{máx}</math> experimental. Foi testado o efeito de diferentes leis coesivas para a propagação do dano e, para isso, considerase a lei coesiva triangular com diferentes expoentes de dano <math>\alpha</math> (0,5, 1, 2) e a lei coesiva exponencial. Neste teste o início do dano foi conseguido pelo critério quadrático de tensão. Em geral, para os expoentes <math>\alpha=1</math> e <math>\alpha=2</math>, a lei coesiva triangular demonstrados resultados da <math>P_{máx}</math> próximos dos experimentais, enquanto para <math>\alpha=0,5</math> tal não se observou. A lei coesiva exponencial mostrou-se inadequada na determinação da <math>P_{máx}</math>.</p>
Carneiro et al. [113]	<i>“Analysis of adhesively-bonded T-joints by experimentation and cohesive zone models”</i>
	<p>Neste trabalho, é analisada uma junta adesiva em T composta por aderentes em alumínio, através de um ensaio experimental e por uma simulação por MDC que utilizou a lei coesiva em modo misto para descrever a propagação da fenda, e o critério quadrático de tensão para descrever a iniciação do dano. A <math>t_{p2}</math> foi variada entre 1 e 4 mm. Foi testado o efeito de diferentes tipos de adesivo na resistência da junta adesiva com recurso ao uso de um adesivo epóxico frágil, um adesivo epóxico moderadamente dúctil e um adesivo de poliuretano com comportamento dúctil. Os</p>

resultados experimentais demonstraram que a distribuição de tensão para o adesivo frágil e para o adesivo moderadamente dúctil só diferem nos valores de pico de tensão de arrancamento e da tensão de corte que ocorrem nas extremidades de  $L_0$ . O aumento da  $t_{p2}$  provoca a diminuição da tensão de arrancamento e da tensão de corte na extremidade com a coordenada  $x=0$ , enquanto para  $x=L_0$  provoca o aumento das tensões. A partir de  $t_{p2}=2$  mm é visível em  $x=0$  a existência de uma tensão de arrancamento de compressão devido à rigidez do aderente metálico em L e ao efeito de clivagem que surge entre este e o aderente base. Para a  $P_{máx}$ , nos dois adesivos epóxicos, o valor da  $P_{máx}$  aumenta para  $t_{p2}$  mais elevados. O valor mais elevado de  $P_{máx}$  é atingido pelo adesivo dúctil que, apesar de ter propriedades à tensão e ao corte inferiores ao adesivo frágil, tem uma melhor distribuição de tensão devido à plastificação do adesivo. No estudo numérico realizado, o adesivo de poliuretano dúctil apresentou um comportamento linear para a  $P_{máx}$  em função do aumento da  $t_{p2}$ , tal como registado no ensaio experimental. Foi estudado o efeito da colagem completa dos aderentes em forma de L com a base da junta adesiva também. Observou-se que a colagem reduz o pico das tensões na extremidade para  $x=0$  e aumenta o valor da  $P_{máx}$ . A comparação entre a simulação por MDC e os resultados experimentais demonstrou para os dois adesivos resultados próximos validando assim a simulação numérica.

Ma et al. [115] *“A numerical and experimental study on the multiple fracture progression of CFRP T-joints under pull-off load”*

Neste estudo é analisada a fratura de uma junta adesiva em T submetida a um ensaio experimental. A fratura da junta adesiva também é simulada numericamente pelo MEFX e pelo método *augmented finite element (A-FEM)*, em conjunto com o critério quadrático de tensão para a iniciação da fenda e a lei triangular em modo misto para a propagação da fenda. As juntas adesivas em T de duplo L são constituídas por aderentes em fibra de carbono que são colados por um adesivo de bismaleimida. As simulações pelo A-FEM e pelo MEFX conseguiram recriar a curva força-deslocamento obtida no ensaio experimental. O método MEFX sobrestimou a  $P_{máx}$  enquanto o A-FEM subestimou a  $P_{máx}$ . O ensaio experimental da junta em T mostrou que a fenda se inicia na região do deltoide, propaga verticalmente pela camada de adesivo e a rotura da junta dá-se pela separação do reforço em relação à base da junta. Na simulação da rotura da junta adesiva, o método A-FEM, ao longo do carregamento da junta adesiva foi preciso a recriar a iniciação e a propagação da fenda ocorrida no ensaio experimental. O método MEFX inicia a fenda para o mesmo valor de carga que no A-FEM. Contudo, o local de iniciação e de propagação da fenda são diferentes do que os obtidos pelo método A-FEM e pelo ensaio experimental. O estudo também analisou pelo método A-FEM uma junta adesiva em T com reforços *Z-pin* de fibra de carbono pultrudido. O número de pinos presente na junta adesiva foi 5, 10, 20 e 40 pinos para uma distância entre pinos de 40, 20, 10 e 5 mm, respetivamente.

A introdução de um número superior de pinos permite aumentar a  $P_{máx}$  da junta adesiva. O estudo concluiu que tanto o MEFX como o A-FEM são adequados para descrever a curva força deslocamento, apesar de o A-FEM ser mais preciso a recriar a fratura da junta adesiva.

### 2.4.3 Juntas em L

As juntas em L caracterizam-se por apresentarem um substrato com um formato em L. A resistência de este tipo de juntas adesivas é bastante dependente do modo de carregamento. Contudo, o carregamento mais crítico neste tipo de juntas é o carregamento transversal, que pode ser atenuado graças ao aumento da rigidez da junta adesiva através da adição de reforços, aumentando a espessura dos aderentes ou pelo aumento do  $L_0$  [116]. A verificação do esforço transversal como o mais crítico foi realizada por Li [117], que estudou diferentes carregamentos na extremidade do L. Nesses carregamentos, a carga de tração e o momento fletor provocaram uma concentração de tensão na extremidade angular, deixando assim a ligação adesiva pouco suscetível à rotura enquanto na direção transversal a rotura surge devido à carga elevada aplicada que provoca uma tensão mais elevada transversalmente do que na direção normal. Algumas geometrias das juntas em L encontram-se na Figura 23 (a, e b).

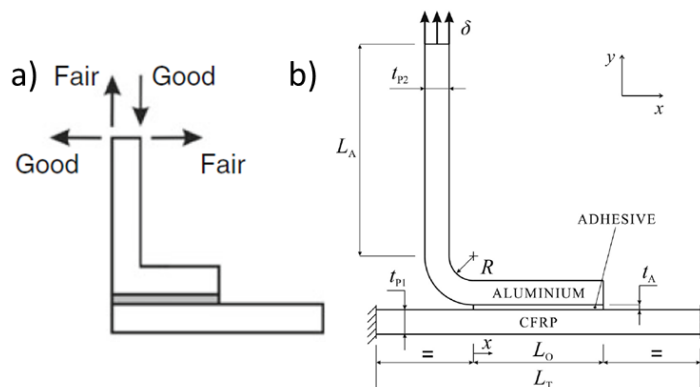


Figura 23 – a) Junta em L [9] e b) junta em L com o aderente em L curvado [118].

Habitualmente, este tipo de ligação é usado na indústria naval para unir a estrutura interior e o casco das embarcações, visto ter a capacidade de unir diferentes materiais e evitar a corrosão galvânica [119].

#### 2.4.3.1 Estado da arte da modelação numérica das Juntas adesivas em L

Neste subcapítulo são apresentados alguns trabalhos realizados com juntas em L. Na Tabela 4 são apresentados os objetivos, os resultados e as conclusões desses trabalhos.

Tabela 4 - Estado da arte atual para juntas em L.

Referência bibliográfica	Estudo realizado
Zhang et al. [120]	<i>“Experimental and theoretical stress analysis for an interface stress model of single-L adhesive joints between CFRP and aluminum components”</i>
<p>Neste estudo é analisada a distribuição da tensão ao arrancamento ao longo da camada de adesivo de uma junta em L constituída por um aderente em alumínio que é colado a um compósito de fibra de carbono com recurso a um adesivo epóxico. As juntas adesivas são analisadas através de três métodos: um analítico, uma análise pelo MEF e um ensaio experimental. A espessura do aderente compósito (<math>t_{p1}</math>) foi variada entre 3 e 5 mm. A distribuição de tensão no método experimental foi obtida por uma série de ensaios que permitiram a construção de uma curva baseada no valor médio. O método analítico recria a distribuição da tensão de arrancamento através de uma função harmónica de amortecimento. A recriação da curva da distribuição da tensão de arrancamento pelo método analítico é bastante próxima da obtida pelo ensaio experimental, apesar das diferenças que surgem no valor máximo da tensão. A curva obtida pelo MEF apresenta algumas diferenças em relação às curvas experimentais e analíticas. A diferença deve-se sobretudo ao facto de a deformação estar dependente das propriedades à rigidez de flexão. A tensão máxima obtida pelo método analítico e pelo MEF é muito superior em relação ao resultado experimental, e isto deve-se sobretudo ao facto de os dois métodos considerarem apenas um comportamento elástico dos materiais. A variação da <math>t_{p1}</math> afeta a distribuição de tensão, como mostrou a comparação entre o método analítico com o MEF.</p>	
Domingues et al. [118]	<i>“Experimental and numerical failure analysis of aluminium/composite single-L joints”</i>
<p>O trabalho realizado estuda o comportamento ao arrancamento de juntas adesivas em L, constituídas por um aderente em L de alumínio e um aderente em compósito de fibra de carbono que forma a base da junta. A <math>t_{p2}</math> foi variada de 1 a 4 mm. O tipo de adesivo também foi testado, sendo que as juntas adesivas continham um adesivo epóxico com um comportamento frágil ou um adesivo de poliuretano com um comportamento dúctil. A distribuição de tensão no regime elástico, a propagação do dano e o modo de rotura foram estudados nas juntas adesivas através de um ensaio experimental e de uma simulação numérica por MDC que utilizou a lei coesiva triangular em modo misto. O aumento da <math>t_{p2}</math> altera o esforço aplicado e consequentemente a distribuição de tensão, deixando de haver arrancamento para ocorrer clivagem. Foi analisada a propagação do dano para várias <math>t_{p2}</math> nos dois tipos de adesivos em estudo. Os dois adesivos destacam-se um do outro na propagação do</p>	

dano ao longo da camada adesiva pois o adesivo de poliuretano apresenta uma maior extensão de dano ao longo da camada adesiva, enquanto o adesivo epóxico concentra o dano numa região. A  $P_{máx}$  para ambos os adesivos é superior de acordo com o aumento da  $t_{p2}$ . Os testes experimentais validaram a análise efetuada por MDC que apresentou resultados muito precisos com uma discrepância na ordem dos 4%.

Xará e Campilho [121] *“Strength estimation of hybrid single-L bonded joints by the eXtended Finite Element Method”*

Neste estudo utiliza-se o método MEFX para analisar a resistência de juntas adesivas em L a esforços de arrancamento e o efeito da variação da  $t_{p2}$  entre 1 a 4 mm. A junta é formada por um aderente em L de alumínio e um outro de compósito de fibra de carbono que forma a base da junta. Os aderentes são colados através de um adesivo epóxico frágil ou com um adesivo de poliuretano dúctil. O MEFX usou critérios de tensão ou de deformação para descrever a iniciação do dano. A simulação numérica pelo MEFX foi validada através de resultados obtidos previamente por MDC e por um ensaio experimental. No ensaio experimental, o aumento da  $t_{p2}$  permite nos dois adesivos obter um valor da  $P_{máx}$  maior e o incremento desse é mais pronunciado no caso do adesivo de poliuretano devido à capacidade de suporte de carga na zona plástica. O teste efetuado pelo MEFX aos critérios de iniciação de dano demonstrou que apenas o critério da tensão nominal máxima e o critério quadrático de tensão conseguem apresentar uma diferença abaixo de 11% em relação ao valor obtido experimentalmente para a  $P_{máx}$ . Na validação do MEFX, este usou o critério quadrático de tensão para a iniciação do dano. O MEFX registou uma diferença máxima para o MDC de 8,1% no caso do adesivo epóxico e para o adesivo de poliuretano de 3,3%. O estudo concluiu que o MEFX é preciso quando usado com o critério quadrático de tensão, mas que apresenta uma previsão de  $P_{máx}$  acima do previsto. Os autores também referem que uma das vantagens do MEFX foi a sua rapidez de análise comparativamente aos MDC. A resistência das juntas em L também depende da geometria do aderente e do tipo de adesivo.

#### 2.4.4 Reforços ou *stiffeners*

Os reforços são elementos que permitem melhorar as características de uma ligação e habitualmente são encontrados sob a forma de reforço em placas de baixa espessura para aumentar a rigidez. Contudo, a ligação entre aderentes de diferentes espessuras pode provocar fenómenos de clivagem que surgem no adesivo devido à flexão. Porém, este efeito é facilmente contornado através da utilização de adesivos mais dúcteis, do aumento da área de colagem ou pela alteração da geometria. Os reforços usados para aumentar a rigidez podem apresentar diversas configurações, desde a adição de tiras, de reforços em T (Figura 24), entre outras [6, 9].

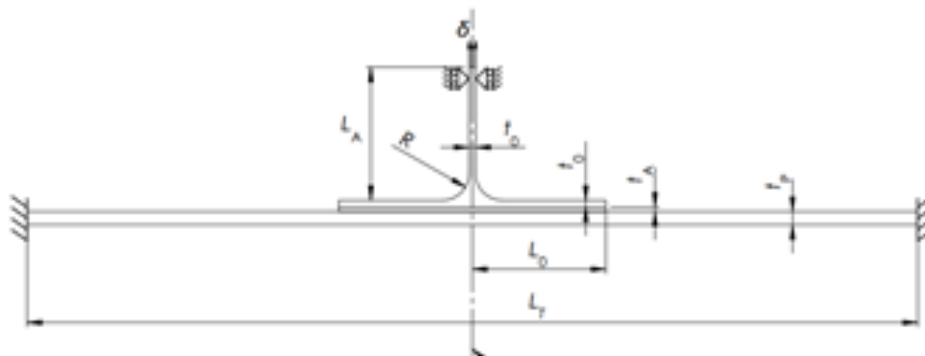


Figura 24 – Reforços em juntas adesivas, reforço em T [122].

As aplicações dos reforços estendem-se por áreas como a indústria aeronáutica, naval e ferroviária devido à resistência e rigidez que oferecem quando utilizados, o que permite obter estruturas mais leves [9].

#### 2.4.4.1 Estado da arte da modelação numérica dos stiffeners

Neste subcapítulo são descritos alguns trabalhos com juntas adesivas de reforço. Na Tabela 5 são apresentados os objetivos, os resultados e as conclusões desses trabalhos.

Tabela 5 - Estado da arte atual para juntas com reforços.

Referência bibliográfica	Estudo realizado
de Freitas e Sinke [123]	<i>“Failure analysis of adhesively-bonded skin-to-stiffener joints Metal-metal vs. composite-metal”</i>
<p>Neste estudo é analisada uma ligação adesiva constituída por uma pele de compósito híbrido (metal-fibra de vidro) e por um reforço que poderia ser de alumínio ou fibra de carbono. A ligação era efetuada por um epóxico modificado dúctil ou por um epóxico modificado. Foi testado o comprimento da pele (<math>L_p</math>) em intervalos de 100 a 300 mm. A resistência das juntas adesivas foi avaliada através do <i>stiffener pull-off test</i> (SPOT). Na junta adesiva composta por aderentes compósitos, o modo de rotura deu-se pela rotura do reforço, enquanto na junta híbrida a rotura foi coesiva. Os resultados obtidos para <math>P_{máx}</math> para os diferentes <math>L_p</math> e para os dois tipos de adesivo não mostraram qualquer tendência. O aumento do <math>L_p</math> mostrou em geral um incremento do valor de <math>P_{máx}</math> entre 100 e 200 mm. Contudo, apenas a junta híbrida com o adesivo menos dúctil sofre um aumento da <math>P_{máx}</math> para 200 e 300 mm, sendo que para os restantes casos há um decréscimo do valor. Foi efetuada também uma análise pelo MEF que simulou o ensaio SPOT e que serviu para comparar as curvas força-deslocamento com as obtidas experimentalmente. Na simulação da curva força deslocamento, os dois tipos de junta ligados pelos dois adesivos em estudo só conseguiram recriar a curva força-deslocamento com precisão para <math>L_p=100</math> mm. O estudo concluiu que esta diferença</p>	

pode ter-se devido ao escorregamento da ferramenta de aperto do provete durante o ensaio experimental.

Ferreira et al. [122]      *“Numerical simulation of adhesively-bonded T-stiffeners by cohesive zone models”*

O trabalho avaliou a resistência aos esforços de arrancamento de uma ligação em T composta por aderentes em compósito de fibra de carbono que se encontram colados por um adesivo epóxico. Foram variados parâmetros como a espessura da pele ( $t_p$ ), entre 1 e 4 mm, a espessura do reforço ( $t_o$ ) de 0,5 a 2,5 mm, o  $L_o$ , entre 10 e 40 mm e o raio do deltoide ( $r_d$ ), entre 3 e 12 mm. A simulação numérica por MDC utilizou o critério da tensão quadrática para a iniciação do dano, a lei coesiva triangular em modo misto para a propagação do dano e o critério energético *power law* para descrever a rotura. A variação da  $t_p$  mostrou que o seu aumento provoca a redução da tensão de corte máxima, a redução da tensão de arrancamento e permite um aumento da  $P_{máx}$ . Quanto à variação da  $t_o$ , a tensão de arrancamento e a  $P_{máx}$  diminuem com o aumento da espessura. O oposto ocorre para a tensão de corte. O aumento de  $L_o$  leva à obtenção de maiores valores das tensões de corte e de arrancamento. No caso da  $P_{máx}$ , o aumento de  $L_o$  só incrementa o valor da  $P_{máx}$  entre 10 e 20 mm. O aumento do  $r_d$  não alterou os valores das tensões. O valor da  $P_{máx}$ , só aumenta entre os 3 e os 9 mm de raio. Para todas as alterações geométricas referidas anteriormente, os valores máximos das tensões registam-se no extremo da junta adesiva, sendo que para o interior da camada adesiva o valor tende a ser nulo à exceção da zona do deltoide.

Ma et al. [124]      *“Numerical and experimental investigation of the interface properties and failure strength of CFRP T-Stiffeners subjected to pull-off load”*

Neste trabalho são analisados os esforços de arrancamento de uma junta adesiva de reforço através de ensaios experimentais e por uma simulação pelo MEFX. O reforço usado apresenta uma forma em T de duplo L. Os aderentes da junta adesiva são de compósito de fibra de carbono e estão ligados entre si por um adesivo de bismaleimida. A zona triangular onde se insere o deltoide foi com preenchido com uma fita de *pré-preg* de fibra de carbono. A simulação pelo MEFX utilizou o critério da tensão principal máxima para determinar o início da fenda e o critério linear energético para simular a rotura da zona triangular. Para o adesivo, a iniciação do dano foi feita pelo critério quadrático de tensão e a rotura pelo critério BK. A tenacidade à fratura da interface entre diferentes lâminas dos aderentes em compósito foi ajustada para que se considere o efeito de inclusão de fibras no adesivo que liga as diferentes lâminas. O fator de enriquecimento regula a energia de fratura do adesivo dependendo da quantidade de fibras introduzidas na interface.

Foi estudado o fator de enriquecimento da energia de fratura para as energias de fratura em modo I e modo II. O estudo comparou os valores iniciais de energia da fratura para os dois modos, com a correção individual de cada modo de fratura e a correção simultânea dos dois modos. A correção do valor da energia da fratura nos dois modos de fratura alcançou a curva força-deslocamento mais próxima da experimental. O ensaio experimental e a simulação numérica constataram que a rotura da junta adesiva acontece quando a zona triangular sofre rotura e o reforço em T separa-se da pele. O estudo concluiu que as correções efetuadas aos valores da energia de fratura permitem ao MEFX simular um comportamento mais aproximado do registado no ensaio experimental.

---

# DESENVOLVIMENTO

- 3.1 Resultados experimentais
- 3.2 Modelação numérica
- 3.3 Resultados e discussão
- 3.4 Estudo paramétrico em função da *free-length*



### 3 DESENVOLVIMENTO

#### 3.1 Resultados experimentais

Neste capítulo são descritos os processos de fabrico o que inclui a apresentação dos elementos que constituem a junta e os processos de construção da mesma. De seguida são apresentados o processo de ensaio da junta adesiva e a análise aos resultados desses ensaios. Os procedimentos experimentais, bem como o fabrico e os ensaios aqui apresentados, foram realizados por Carneiro [125] que ensaiou juntas adesivas em T com os adesivos Araldite®AV138 e Araldite®2015. Em relação ao adesivo SikaForce®7752, os resultados foram obtidos por Moreira [126].

##### 3.1.1 Geometria da junta adesiva estudada

A geometria da junta adesiva em T estudada assemelha-se à presente na Figura 25. Tal como a Figura 25 o demonstra, a junta adesiva é constituída por uma pele retilínea e dois aderentes curvilíneos em forma de L. Estes dois aderentes, que formam um duplo L, encontram-se posicionados de modo que a junta adesiva se encontre simétrica sobre o seu eixo vertical.

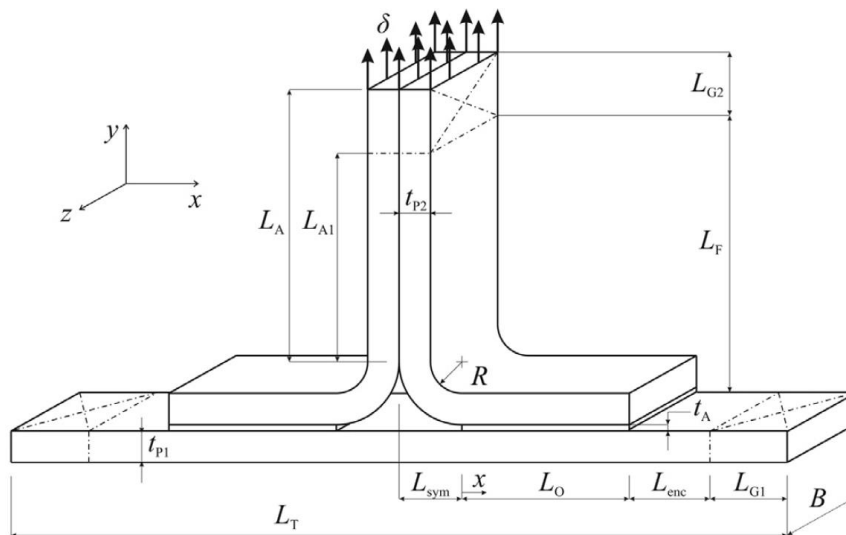


Figura 25 – Junta adesiva em T, dimensões e pontos de amarração [113].

O principal parâmetro de estudo presente neste trabalho é o *free-length* (FL) que se caracteriza por ser a distância vertical ( $L_F$ ) desde a camada de adesivo até ao início do comprimento de fixação do aderente em L ( $L_{G2}$ ). Outro parâmetro estudado consiste na variação da  $t_{p2}$  em intervalos de 1 mm entre 1 e 4 mm. A interpretação da simbologia da

Figura 25 é feita com recurso à Tabela 6 em que são apresentadas as definições de cada simbologia e ainda as respetivas dimensões. Algumas dimensões são apresentadas em função de  $t_{p2}$ , pois dependem deste valor.

Tabela 6 – Parâmetros geométricos e de ensaio da junta adesiva em T.

Componente da junta	Símbolo	Definição	Valor (mm)
Aderente inferior	$B$	Largura da junta	25
	$L_T$	Comprimento do aderente inferior	100
	$t_{p1}$	Espessura do aderente inferior	3
Aderente em L	$L_O$	Comprimento da camada de adesivo	25
	$L_A$	Comprimento na vertical do aderente em L	60
	$L_{A1}$	Comprimento entre a zona de amarração e o início do raio de curvatura	$L_A - L_{G2}$
	$L_F$	Comprimento livre na vertical do aderente em L	50/30/10
	$R$	Raio de curvatura interno do aderente em L	5
	$t_{p2}$	Espessura do aderente	1 até 4
	Pontos de Amarração	$L_{G1}$	Comprimento de fixação na pele
$L_{G2}$		Comprimento vertical de fixação no aderente em L	10/30/50
Adesivo	$L_{enc}$	Distância horizontal entre a camada de adesivo e a zona de amarração $L_{G1}$	$\frac{L_T}{2} - L_O - L_{G1}$
	$L_{sym}$	Distância horizontal entre a linha de simetria da junta adesiva e a camada de adesivo	$t_{p2} + R$
	$t_A$	Espessura de adesivo	0,2

### 3.1.2 Aderentes

A junta adesiva em T é composta por três aderentes que possuem o mesmo material, que neste caso é uma liga de alumínio AW6082-T651. Esta liga de alumínio é habitualmente usada em componentes estruturais presentes nas indústrias ligadas aos transportes. As propriedades mecânicas desta liga foram estimadas por Campilho et al. [127] através da norma ASTM E8M e agrupadas na Tabela 7.

Tabela 7 – Propriedades mecânicas da liga de alumínio AW 6082-T651 [127].

Propriedades	Símbolo	Alumínio AW 6082 [127]	Unidades
Módulo de Young	$E$	$70,1 \pm 0,8$	GPa
Coefficiente de Poisson	$\nu$	0,3	-
Tensão de cedência à tração	$\sigma_y$	$261,61 \pm 7,7$	MPa
Tensão de rotura à tração	$\sigma_f$	$324 \pm 0,16$	MPa
Deformação de rotura à tração	$\varepsilon_f$	$21,7 \pm 4,2\%$	%

As curvas tensão-deformação ( $\sigma - \varepsilon$ ) experimentais e numéricas, obtidas no estudo realizado por Campilho et al. [127] encontram-se na Figura 26, onde é possível observar uma boa correlação entre as curvas experimentais e a curva numérica.

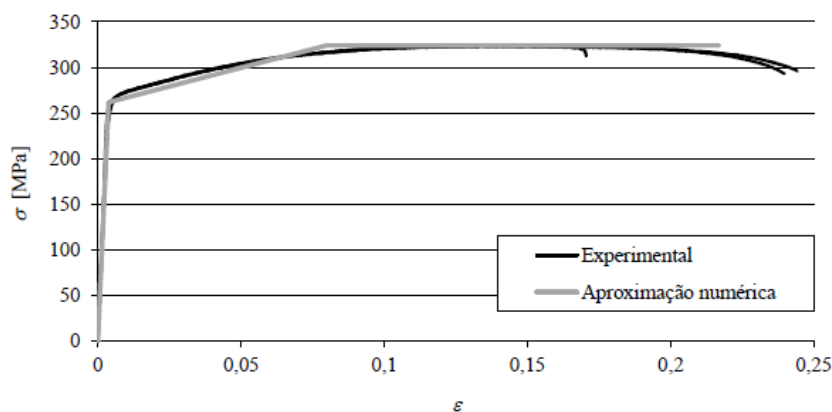


Figura 26 – Gráfico tensão – deformação da liga AW 6082-T651 [127].

### 3.1.3 Adesivos

Neste trabalho são estudados três adesivos diferentes, que se diferenciam pela sua resistência ductilidade. Os adesivos Araldite® AV138 e Araldite® 2015 são adesivos epóxicos que apresentam um comportamento frágil e moderadamente dúctil, respetivamente. O SikaForce® 7752 é um adesivo de poliuretano com um comportamento dúctil. Na Tabela 8 são compiladas as propriedades dos três adesivos.

Tabela 8 – Propriedades dos adesivos Araldite®AV138, Araldite®2015 e SikaForce®7752 [127, 128].

Propriedades	Símbolo	Araldite®AV138 [127]	Araldite®2015 [127]	SikaForce®7752 [128]	Unidades
Módulo de Young	$E$	4,89±0,81	1,85±0,21	0,49±0,09	GPa
Coefficiente de Poisson	$\nu$	0,35 <sup>a</sup>	0,33 <sup>a</sup>	0,31 <sup>a</sup>	-
Tensão de cedência à tração	$\sigma_y$	36,49±2,47	12,63±0,61	3,24±0,48	MPa
Tensão de rotura à tração	$\sigma_f$	39,45±3,18	21,63±1,61	11,49±0,25	MPa
Deformação de rotura à tração	$\varepsilon_f$	1,21±0,10	4,77±0,15	19,18±1,4	%
Módulo de corte	$G$	1,56±0,01 <sup>b</sup>	0,56±0,21 <sup>b</sup>	0,19±0,02 <sup>b</sup>	GPa
Tensão de cedência ao corte	$\tau_y$	25,1±0,33	14,6±1,3	5,16±1,14	MPa
Tensão de rotura de corte	$\tau_f$	30,2±0,40	17,9±1,8	10,17±0,64	MPa
Deformação de rotura ao corte	$\gamma_f$	7,8±0,7	43,9±3,4	54,82±6,39	%
Tenacidade à tração	$G_{IC}$	0,20 <sup>c</sup>	0,43±0,02	2,36±0,17	N/mm
Tenacidade ao corte	$G_{IIC}$	0,38 <sup>c</sup>	4,70±0,34	5,41±0,47	N/mm

Algumas das propriedades da Tabela 8 foram obtidas da seguinte forma: <sup>a</sup> dados do fabricante; <sup>b</sup> estimado a partir da lei de Hooke; <sup>c</sup> estimada por Campilho et al. [129].

### 3.1.3.1 Araldite®AV138

O adesivo Araldite®AV138 é um adesivo bicomponente de base epóxico. Os dois componentes do adesivo, a resina e o endurecedor, são fornecidos individualmente e devem ser misturados para dar início à reação de cura. O rácio entre a resina e o endurecedor HV 998 é de 100 g de resina para 40 g de endurecedor. Este adesivo apresenta boas propriedades mecânicas, uma resistência moderada a temperaturas elevadas e é compatível com uma série de aderentes. As propriedades do adesivo estão dependentes de fatores como a preparação superficial dos aderentes, a qualidade do processo de colagem e principalmente a cura do adesivo. As propriedades deste adesivo foram estimadas por Campilho et al. [127] através de ensaios de tração com recurso a provetes maciços. Na Figura 27 é possível visualizar as curvas  $\sigma$  -  $\epsilon$  resultantes.

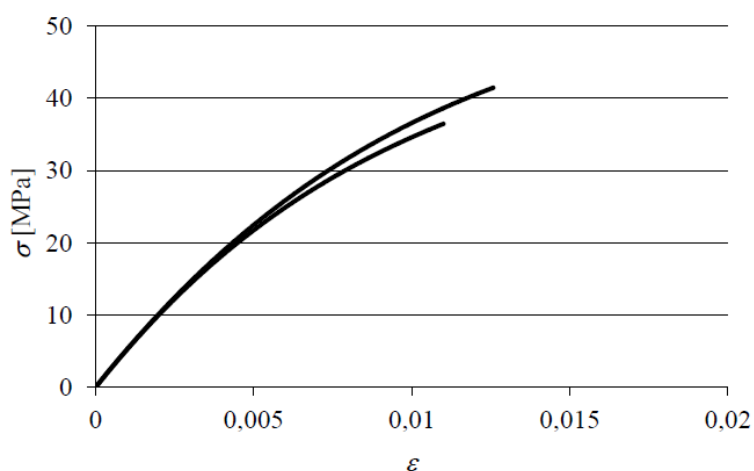


Figura 27 – Curvas  $\sigma$  -  $\epsilon$  para provetes maciços do adesivo Araldite®AV138 [127].

### 3.1.3.2 Araldite®2015

O adesivo Araldite®2015 é um adesivo bicomponente epóxico formado por duas partes que são administradas em quantidades iguais. Para facilitar a aplicação, este adesivo é fornecido sob a forma de um cartucho, que é usado numa pistola aplicadora. À medida que o utilizador pressiona a pistola, ocorre a saída dos dois componentes do adesivo pelo bico, permitindo assim a mistura dos dois componentes. Este adesivo apresenta propriedades mecânicas inferiores ao adesivo Araldite®AV138, e o seu comportamento dúctil permite melhorar a distribuição de tensão nas extremidades da ligação. Apesar de ser um adesivo adequado para vários aderentes, este destaca-se nos bons resultados que produz na ligação de compósitos *sheet-moulding compounds* (SMC) e *glass reinforced plastic* (GRP). A qualidade da ligação é dependente dos fatores referidos anteriormente. As propriedades deste adesivo foram estimadas por Campilho et al. [127] através de ensaios de tração com recurso a provetes maciços. Na Figura 28 é possível visualizar as curvas  $\sigma$ - $\epsilon$  resultantes.

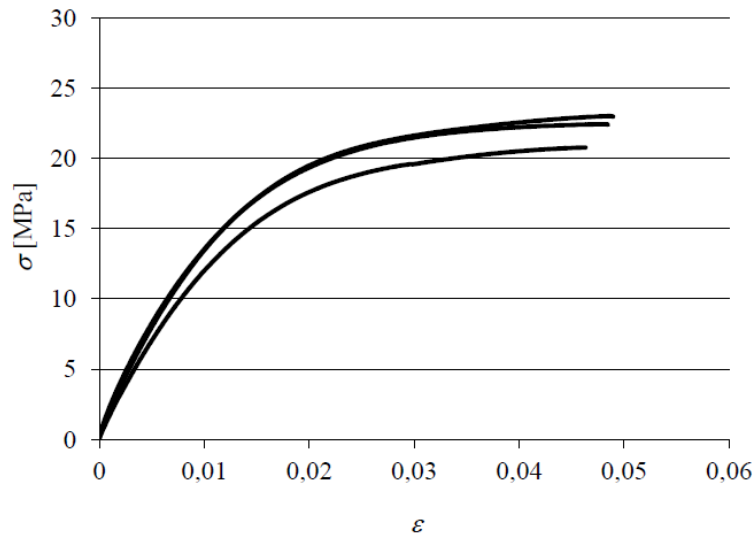


Figura 28 - Curvas  $\sigma$ - $\epsilon$  para provetes maciços do adesivo Araldite®2015 [127].

### 3.1.3.3 SikaForce®7752

O SikaForce®7752 é um adesivo bicomponente de poliuretano formado por duas partes, uma resina polioli e um endurecedor de base isocianato. A mistura entre as duas partes deve ser feita através de um rácio de 100 g de resina para 25 g de endurecedor. Ao contrário dos adesivos da gama Araldite®, este adesivo possui um comportamento dúctil, o que permite ter um alto valor de alongamento. O SikaForce®7752 apresenta uma boa aderência na maior parte dos aderentes, sendo ideal para aplicações estruturais que estejam sujeitas a forças dinâmicas. As propriedades deste adesivo foram estimadas por Faneco et al. [128] através de ensaios de tração com recurso a provetes maciços. Na Figura 29 é possível visualizar as curvas  $\sigma$ - $\epsilon$  resultantes.

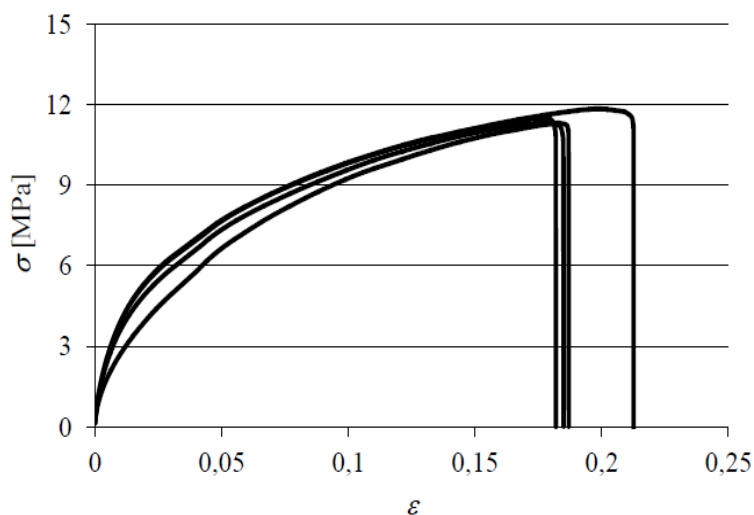


Figura 29 – Curvas  $\sigma$ - $\epsilon$  para provetes maciços do adesivo SikaForce®7752 [128].

### 3.1.4 Fabrico dos provetes

As juntas adesivas em T são compostas por um aderente base e por dois aderentes em duplo L que formam a geometria em T. O procedimento de fabrico seguido por Carneiro [125] foi o seguinte:

1. Fabricação dos aderentes
  - 1.1. Realização do corte dos aderentes metálicos. Corte da base e dos dois aderentes que formam o duplo L;
  - 1.2. Dobragem dos aderentes de igual comprimento numa prensa manual para a formação da geometria em L;
2. Preparação superficial dos aderentes por processos passivos mecânicos e químicos;
  - 2.1. Preparação da zona de colagem dos aderentes por lixagem;
  - 2.2. Limpeza da zona de colagem dos aderentes com recurso a acetona;
3. Preparação da zona de colagem
  - 3.1. Corte de fita calibrada de 0,2 mm de espessura para garantir a  $t_A$ ;
  - 3.2. Aplicação de desmoldante (Loctite Frekote® 770-NC) nas fitas de calibração;
  - 3.3. Marcação da posição de colagem das fitas de calibração no aderente de base;
4. Colagem
  - 4.1. Colagem das fitas de calibração com recurso a um adesivo de cianoacrilato;
  - 4.2. Aplicação do adesivo previamente preparado (Figura 30 a). Dependendo do adesivo aplicado, foram utilizados métodos diferentes de aplicação do adesivo. O Araldite®2015 foi aplicado no aderente de base sob a forma de zig-zag (Figura 30 a). O Araldite®AV138 e o SikaForce®7752 foram aplicados com uma espátula nos aderentes constituintes do duplo L;
  - 4.3. Aplicação de várias molas (Figura 30 b) ao longo das zonas da junta para permitir a fixação das zonas de colagem;

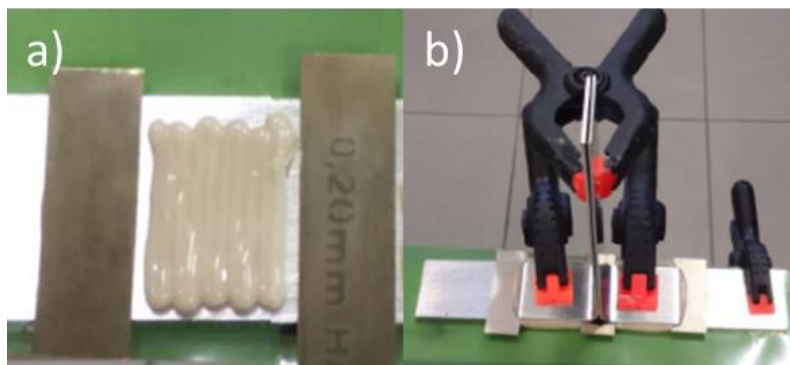


Figura 30 – a) Aplicação de adesivo e b) fixação dos aderentes por molas.

5. Retificação da junta adesiva
  - 5.1. Remoção do excesso de adesivo nas juntas (Figura 31 a) com um auxílio de um alicate;
  - 5.2. Retirada das fitas calibradas e das chapas. Contudo, não foram retiradas as fitas calibradas sob o risco de danificar a colagem;

### 5.3. Retificação das faces laterais da juntas e das zonas de filete com recurso a um mandril (Figura 31 b).

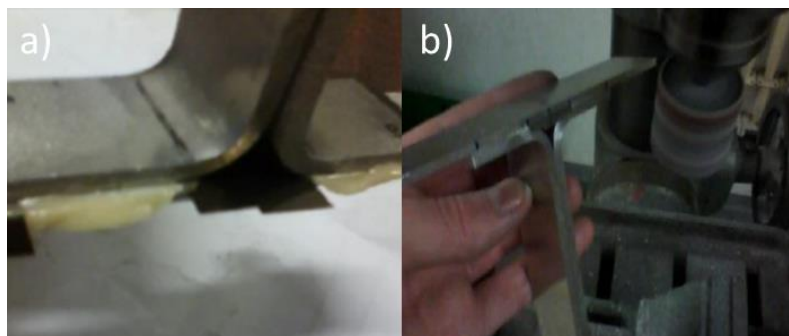


Figura 31 – a) Remoção dos excessos de adesivo e b) retificação das superfícies.

#### 3.1.5 Setup e procedimento de ensaio

O ensaio das juntas adesivas em T (Figura 32 a) foi efetuado numa máquina de ensaio (Shimadzu AG-X 100) (Figura 32 b). As juntas adesivas em T foram solicitadas à tração. Para serem ensaiadas, o aderente de base da junta adesiva em T tem de ser encastrado, sendo por isso necessário, a fixação desse aderente num suporte específico em alumínio (Figura 32 c). O suporte é fixo à máquina de tração através da garra inferior.

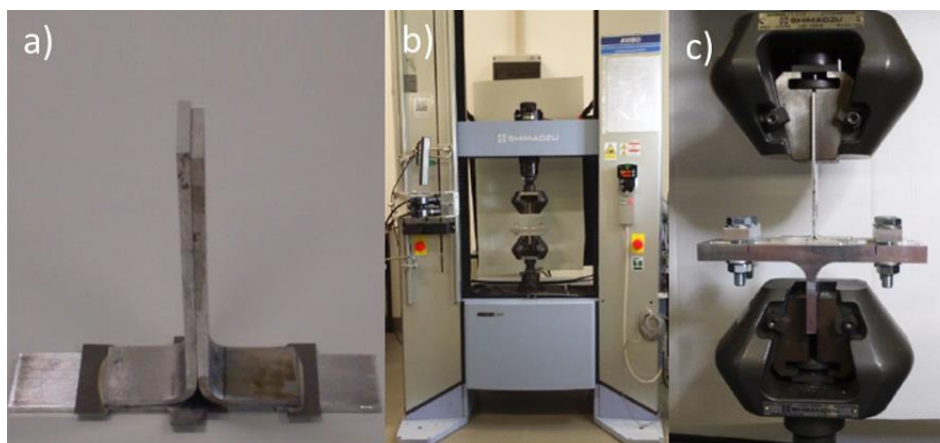


Figura 32 – a) Junta adesiva em T, b) máquina de ensaios Shimadzu AG-X 100 e c) fixação do provete pelas garras e pelo acessório de alumínio.

O aderente é fixo ao suporte através de barras móveis aparafusadas, que permitem definir a distância entre pontos de encastramento. Neste caso a distância é de 100 mm. No caso dos aderentes em L, estes são fixados diretamente à garra superior da máquina de tração. A garra prende o aderente a uma distância de 60 mm em relação à camada de adesivo. A velocidade de ensaio é o parâmetro definido na máquina de tração aplicado à junta adesiva. Para o adesivo Araldite® AV138 a velocidade de ensaio é de 0,5 mm/min, enquanto para o Araldite® 2015 e o Sikaforce® 7752 é de cerca de 1 mm/min. As velocidades de ensaio devem ser ajustadas ao comportamento do adesivo para evitar a rotura prematura do mesmo como tal, para adesivos frágeis devem ser utilizadas velocidades menores.

### 3.1.6 Resultados obtidos

O ensaio de tração realizado na máquina Shimadzu permite obter diretamente a curva força-deslocamento ( $P-\delta$ ) resultante. Os resultados foram agrupados sob forma gráfica de modo a comparar as juntas adesivas que continham o mesmo valor de  $t_{p2}$  e o mesmo adesivo. Também são analisados neste capítulo os modos de rotura dos provetes.

#### 3.1.6.1 Curvas $P-\delta$

A aplicação de força sob um provete implica a extensão do mesmo, portanto as curvas  $P-\delta$  descrevem esse fenómeno. Na Figura 33 e Figura 34 é possível observar como eram as curvas  $P-\delta$  resultantes para as juntas adesivas que utilizaram o adesivo Araldite®AV138 para diferentes  $t_{p2}$ .

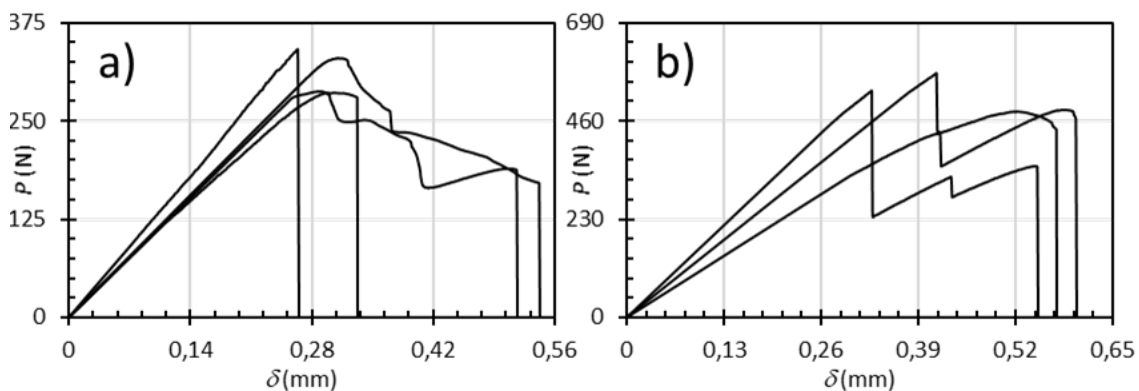


Figura 33 - Curvas  $P-\delta$  obtidas no ensaio de juntas adesivas com o adesivo Araldite®AV138, a)  $t_{p2}=1$  mm e b)  $t_{p2}=2$  mm.

As curvas  $P-\delta$  do adesivo Araldite®AV138 mostram que independentemente do valor da  $t_{p2}$ , existe um comportamento muito próximo do linear até se atingir a  $P_{m\acute{a}x}$ . Na Figura 33 (a) e Figura 33 (b), é visível esse comportamento elástico e ainda um pequeno comportamento plástico até ocorrer a rotura depois de ser atingido a  $P_{m\acute{a}x}$ . Ainda na Figura 33 (a), é possível constatar que um dos provetes ensaiados não conseguiu atingir o valor de  $P_{m\acute{a}x}$  nem o de deslocamento de rotura esperado.

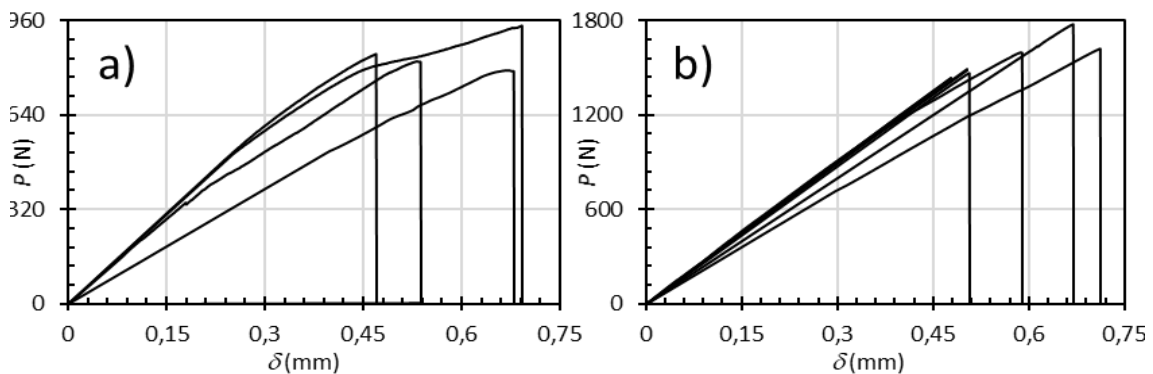


Figura 34 - Curvas  $P-\delta$  obtidas no ensaio de juntas adesivas com o adesivo Araldite®AV138, a)  $t_{p2}=3$  mm e b)  $t_{p2}=4$  mm.

Na Figura 34 (a) e Figura 34 (b), o comportamento elástico próximo do linear mantém-se. Contudo, nestes casos deformação de rotura é quase inexistente devido à fragilidade do adesivo, que provoca a rotura abrupta dos provetes após se atingir a  $P_{m\acute{a}x}$ . Em relação à variação da  $t_{p2}$ , é possível observar que o aumento desta variável permite aumentar a  $P_{m\acute{a}x}$  e o deslocamento a que a junta adesiva pode estar sujeita. Portanto, é para  $t_{p2}=4$  mm que se registam os maiores valores. A Figura 35 e a Figura 36 são resultantes do ensaio das juntas adesivas que utilizaram o adesivo Araldite®2015 para os diferentes valores de  $t_{p2}$ .

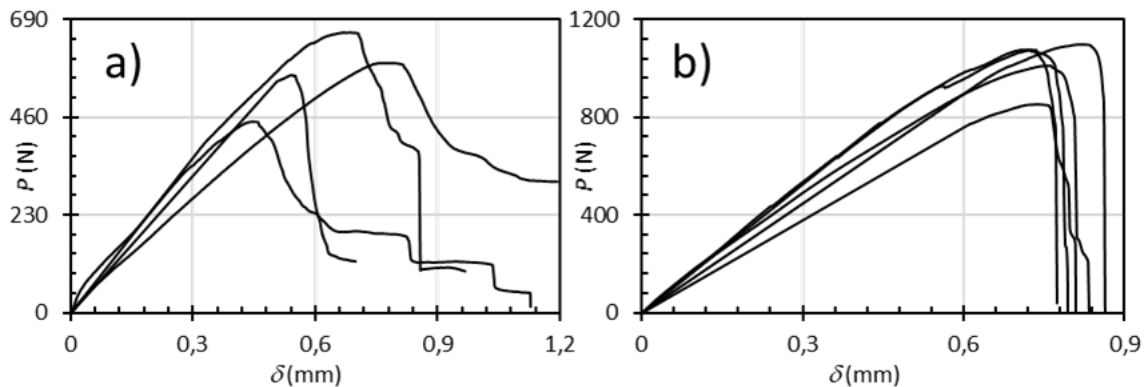


Figura 35 - Curvas  $P$ - $\delta$  obtidas no ensaio de juntas adesivas com o adesivo Araldite®2015 a)  $t_{p2}=1$  mm e b)  $t_{p2}=2$  mm.

Na Figura 35 (a) e na Figura 35 (b) verifica-se um comportamento próximo do linear elástico até se atingir uma zona onde se insere a  $P_{m\acute{a}x}$ . No entanto, esta zona é caracterizada por uma ligeira plastificação devido à ductilidade do adesivo. Ainda nestas figuras observa-se a existência de provetes que ficaram abaixo dos restantes resultados.

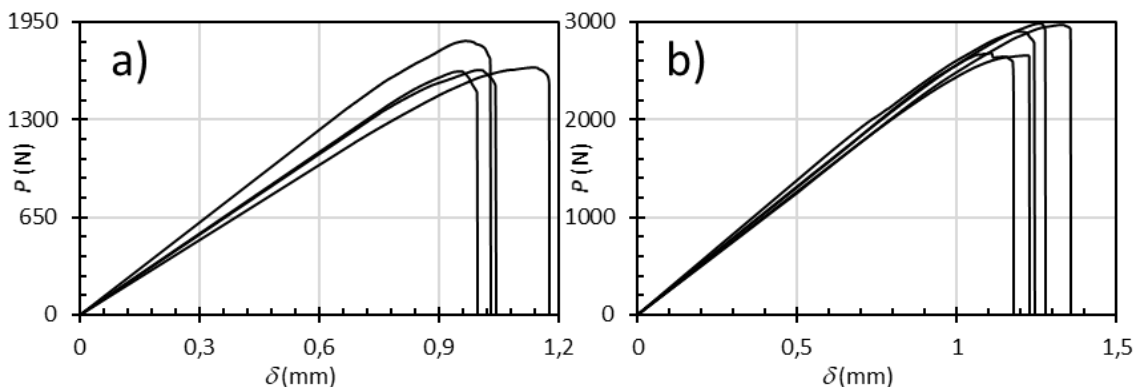


Figura 36- Curvas  $P$ - $\delta$  obtidas no ensaio de juntas adesivas com o adesivo Araldite®2015 a)  $t_{p2}=3$  mm e b)  $t_{p2}=4$  mm.

Na Figura 36 (a) e Figura 36 (b) também se verifica o mesmo comportamento observado na Figura 35, apesar de o aumento da  $t_{p2}$  ter permitido o aumento da  $P_{m\acute{a}x}$  e do deslocamento de rotura. Analisando os dois adesivos, as juntas adesivas com o adesivo Araldite®2015 possuem uma  $P_{m\acute{a}x}$  superior do que as que continham o adesivo Araldite®AV138, isto sobretudo devido à maior ductilidade do Araldite®2015. Ainda é visível no caso das juntas adesivas com uma  $t_{p2}=1$  mm uma plastificação dos aderentes

em L no caso do adesivo Araldite®2015. Para ambos os adesivos utilizados, o aumento da  $t_{p2}$  permite aumentar a resistência da junta bem como o deslocamento de rotura.

### 3.1.6.2 Modos de rotura

Os modos de rotura são determinados após o ensaio das juntas adesivas. O ensaio feito por Carneiro [125] consistiu na testagem de cinco juntas adesivas para cada combinação entre os diferentes valores de  $t_{p2}$  e adesivos aplicados. Na Figura 37 e na Figura 38, estão presentes os provetes que possuem o adesivo Araldite®AV138 e Araldite®2015, respetivamente. Da Figura 37 (a) até à Figura 37 (d) encontram-se os provetes com o adesivo Araldite®AV138, que apresentam uma  $t_{p2}$  que varia entre 1 e 4 mm. Para todos os provetes ensaiados, o modo de rotura foi coesivo visto que ambas as superfícies de colagem têm vestígios da presença de adesivo. Contudo, em algumas superfícies é necessária uma observação mais detalhada para verificar a presença de uma camada fina de adesivo.

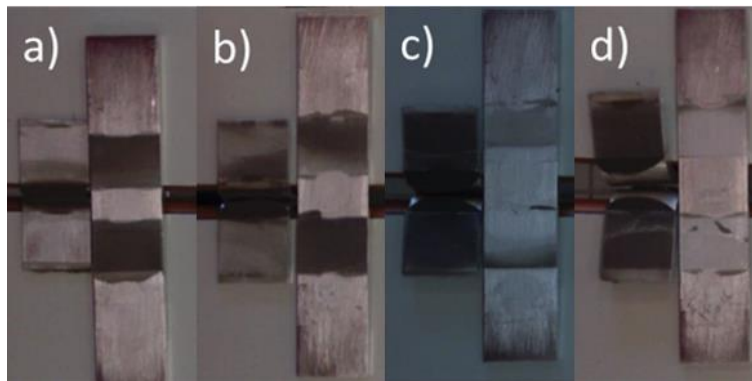


Figura 37 - Provetes com o adesivo Araldite®AV138 após rotura, a)  $t_{p2}=1$  mm, b)  $t_{p2}=2$  mm, c)  $t_{p2}=3$  mm, d)  $t_{p2}=4$  mm.

Da Figura 38 (a) até à Figura 38 (d) são apresentados os provetes com o adesivo Araldite®2015 e que possuem uma  $t_{p2}$  que varia entre 1 e 4 mm. Em todas as subfiguras da Figura 38, é perceptível uma rotura coesiva, visto que tanto o aderente de base como os aderentes em L apresentam uma quantidade semelhante de adesivo nas superfícies de colagem.

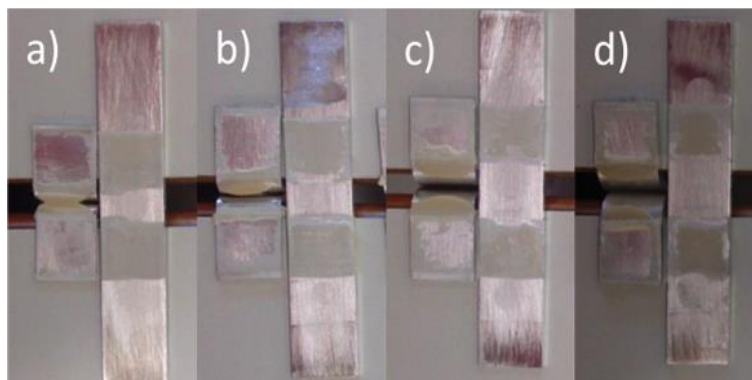


Figura 38 - Provetes com o adesivo Araldite®2015 após rotura, a)  $t_{p2}=1$  mm, b)  $t_{p2}=2$  mm, c)  $t_{p2}=3$  mm, d)  $t_{p2}=4$  mm.

A presença de uma rotura coesiva para as juntas adesivas com o Araldite®AV138, para o Araldite®2015 e o adesivo SikaForce®7752, demonstra que entre o adesivo e os aderentes (interfaces) há uma resistência superior em relação às propriedades do próprio adesivo, o que garante que a preparação superficial foi bem efetuada.

### 3.1.6.3 Resistência das juntas e discussão

A avaliação da resistência das juntas adesivas efetuada por Carneiro [125] e Moreira [126] consistiu na consideração do valor médio de  $P_{m\acute{a}x}$  dos provetes ensaiados. Estes provetes foram escolhidos de acordo com a qualidade dos resultados obtidos. Os resultados do trabalho de Carneiro [125] foram grupados na Figura 39 em conjunto com os dados obtidos por Moreira [126]. Assim, na Figura 39 estão representados os valores experimentais de  $P_{m\acute{a}x}$  em função de  $t_{p2}$  das juntas adesivas com os adesivos utilizados.

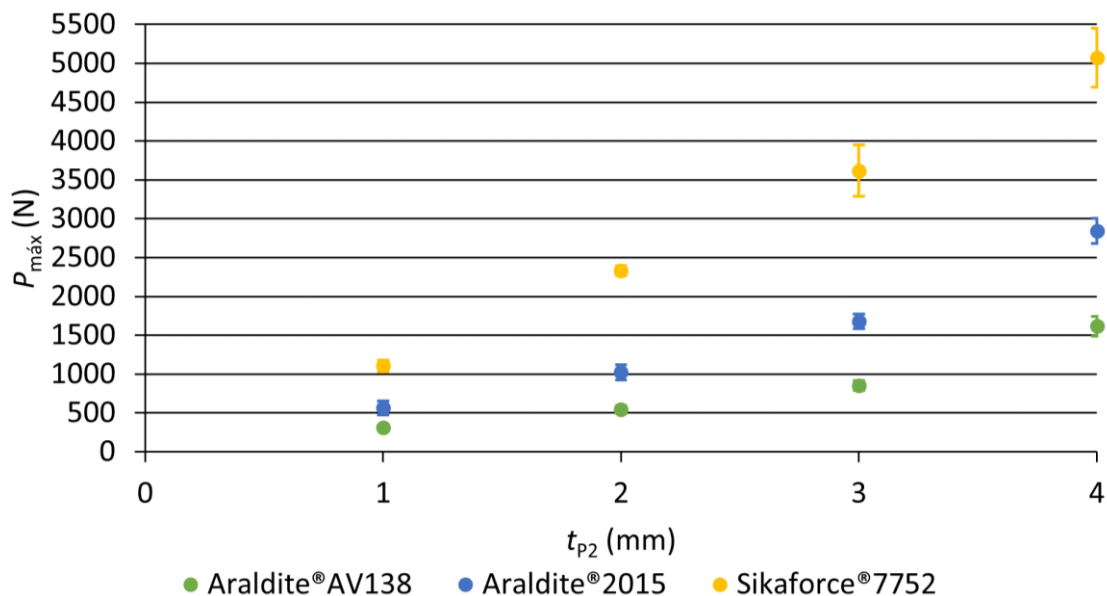


Figura 39 – Valores experimentais de  $P_{m\acute{a}x}$  para as juntas adesivas com os adesivos Araldite®AV138 [125], Araldite®2015 [125] e SikaForce®7752 [126].

Na Figura 39, é perceptível que o aumento da  $t_{p2}$  se traduz num aumento da  $P_{m\acute{a}x}$ , independentemente do tipo de adesivo utilizado. O efeito do aumento da  $t_{p2}$  é particularmente visível para  $t_{p2}=3$  e 4 mm, onde para todos os adesivos há um incremento significativo da  $P_{m\acute{a}x}$ .

Na Tabela 9 são comparadas as diferentes combinações ( $t_{p2}$  – tipo de adesivo) com uma combinação de referência. É perceptível que no caso dos adesivos Araldite®AV138 e Araldite®2015 há um incremento muito similar do valor da  $P_{m\acute{a}x}$  com o aumento da  $t_{p2}$ . O incremento mais elevado regista-se para a  $t_{p2}=4$  mm, onde o valor da  $P_{m\acute{a}x}$  obtido é aproximadamente quatro vezes superior ao registado para  $t_{p2}=1$  mm. No caso do adesivo SikaForce®7752, o incremento para  $t_{p2}=2$  e 3 mm em relação a  $t_{p2}=1$  mm, é

superior ao registado em relação aos adesivos Araldite®. Contudo, para uma  $t_{p2}=4$  mm, o incremento é mais baixo em relação aos adesivos frágeis.

Tabela 9 – Comparação entre as diferentes combinações  $t_{p2}$  vs. tipo de adesivo.

Adesivo	$t_{p2}$ (mm)			
	1	2	3	4
Araldite® AV138	311,1 N	+75 %	+173,8 %	+419,3 %
Araldite® 2015	564,1 N	+81,2 %	+197,8 %	+403,7 %
SikaForce® 7752	1105,6 N	+110,9%	+227,1%	+358,6%

Na Tabela 10 é apresentada a diferença percentual sobre o valor da  $P_{m\acute{a}x}$  entre os diferentes adesivos. No caso do adesivo Araldite®2015 e do adesivo Araldite®AV138, para uma  $t_{p2}=1$  mm e uma  $t_{p2}=3$  mm, a diferença entre o valor da  $P_{m\acute{a}x}$  do adesivo Araldite®2015 e o adesivo Araldite®AV138 aumentou de 181,3% de  $t_{p2}=1$  mm para 197,2% para  $t_{p2}=3$  mm. Para  $t_{p2}=4$  mm, a diferença entre o adesivo Araldite®2015 e o adesivo Araldite®AV138 diminui, sendo que é registada a menor diferença entre os dois adesivos, que se cifra em 175,9%.

No caso que compara o adesivo SikaForce®7752 com o adesivo Araldite®AV138, para uma  $t_{p2}=2$  mm e uma  $t_{p2}=3$  mm, a diferença entre o valor da  $P_{m\acute{a}x}$  do adesivo SikaForce®7752 e o adesivo Araldite®AV138 foi muito próxima, havendo uma diminuição de cerca de 428,01% de  $t_{p2}=2$  mm para 424,65% para  $t_{p2}=3$  mm. Para  $t_{p2}=1$  mm, a diferença entre o adesivo SikaForce®7752 e o adesivo Araldite®AV138 diminui, sendo que é registada uma diferença entre os dois adesivos que se cifra em 355,34%. Esta diferença é próxima da registada para  $t_{p2}=4$  mm, que é a mais baixa obtida.

Tabela 10 – Comparação entre o aumento da  $P_{m\acute{a}x}$  entre os diferentes adesivos.

Adesivo	$t_{p2}$ (mm)			
	1	2	3	4
Araldite®2015 vs. Araldite®AV138	181,30 %	187,7 %	197,20 %	175,90 %
SikaForce® 7752 vs. Araldite® AV138	355,34%	428,01%	424,65%	313,82%
SikaForce®7752 vs. Araldite®2015	196,01%	228,08%	215,30%	178,46%

No caso de comparação entre o adesivo SikaForce®7752 e o adesivo Araldite®2015, para uma  $t_{p2}=2$  mm e uma  $t_{p2}=3$  mm, a diferença entre o valor da  $P_{máx}$  do adesivo SikaForce®7752 e o adesivo Araldite®AV138 foi muito próxima, havendo uma diminuição de cerca de 228,08% de  $t_{p2}=2$  mm para 215,30% para  $t_{p2}=3$  mm. Para  $t_{p2}=1$  mm, a diferença entre o adesivo SikaForce®7752 e o adesivo Araldite®AV138 diminuiu, uma vez que é registada uma diferença entre os dois adesivos que se cifra em 196,01%. Esta diferença é próxima da registada para  $t_{p2}=4$  mm, que é a mais baixa obtida.

Após os resultados e constatações anteriormente descritos, é possível afirmar que o adesivo SikaForce®7752 apresenta uma melhor resistência a solicitações à tração do que os restantes adesivos devido ao seu comportamento dúctil e flexível. O que garante uma maior resistência ao arrancamento por parte das juntas adesivas que utilizam este adesivo é a plastificação do aderente. O alto valor de  $E$  detido pelo adesivo Araldite®AV138 demonstra o comportamento frágil deste adesivo sendo por isso mais limitado quando sujeito a esforços de arrancamento, o que limita a obtenção de maiores valores de  $P_{máx}$ . Os valores de  $P_{máx}$  obtidos pelo adesivo Araldite®2015 são superiores aos obtidos pelo Araldite®AV138, o que pode ser explicado pelo maior valor de resistência à fratura à tração e pela alguma ductilidade que este adesivo possui.

### 3.2 Modelação numérica

Neste capítulo, o trabalho prático desta dissertação é iniciado através da preparação dos modelos numéricos efetuados no *software Finite element and meshless method analysis software* (FEMAS®) que consiste num código que funciona através de uma interface no *software* MATLAB® (The Mathworks Inc.USA). Ainda neste capítulo, são apresentados os diferentes critérios de cedência e rotura do adesivo utilizados para a previsão da resistência da junta adesiva.

#### 3.2.1 Preparação dos modelos numéricos

O *software* FEMAS® permite a realização de análises de modelos numéricos através do MEF ou através de métodos sem malha como o RPIM, o NNRPIM e o SPH. O *software* é de fácil utilização graças à interface amigável e introdução sequencial de informação para a preparação dos modelos. A definição do tipo de análise não é o primeiro comando definido no *software*. Contudo, o utilizador já deve ter uma ideia de qual o tipo de geometria e de análise que pretende fazer. Para o caso em estudo, a junta adesiva em T possui uma geometria simétrica, pelo que apenas é necessário modelar metade da junta adesiva e de seguida aplicar condições de simetria ao modelo. A análise é feita com recurso ao MEF e ainda pelo método RPIM.

O primeiro passo consiste no uso do módulo “*Structural definition*”, sendo para isso necessário preencher as células que correspondem ao número de *patches*, número de grupos, número de propriedades, número de materiais, número de laminados (no caso

de materiais compósitos) e selecionar o regime em que os materiais estão sujeitos. Na Figura 40 é apresentada a janela que o *software* apresenta.

Number of PATCHES defining the problem domain:	7
Number of GROUPS within the problem domain (fracture problems):	3
Number of PROPERTIES within the problem domain:	1
Number of distinct MATERIALS used in the analysis:	2
Number of distinct LAMINATES used in the analysis:	1
Dimensional approach of the numerical analysis:	2D - Plane Stress
MATERIAL BEHAVIOR analysis:	Bi-Linear Elasto-Plastic

Figura 40 – Módulo *structural definition*.

Na Figura 40, o número de *patches* corresponde ao número de divisões em que se pretende dividir a geometria em estudo, definindo assim o domínio do problema. Para uma junta adesiva em T que vai ser analisada pelo método RPIM ou pelo MEF, basta apenas dividir o problema em sete *patches*, três para o aderente inferior, uma para a camada de adesivo e três para o aderente superior. No caso de uma análise pelo método NNRPIM, ainda é necessária a definição das interfaces existentes, o que incrementa o número de *patches* para nove. Os *patches* podem ser assim agrupados em três grupos, um para cada aderente e um para camada de adesivo.

A junta adesiva em T é constituída por diferentes materiais e, por esta razão, é preciso definir o número de materiais distintos que aí existem. Neste caso, apenas existem dois materiais distintos, visto que os dois aderentes possuem o mesmo material. Na análise que se pretende efetuar não existem aderentes compósitos, pelo que em *laminates* o valor escolhido é um. A seguir é definido o tipo de análise, que para o presente caso consiste numa análise bilinear elasto-plástica.

A Figura 41 mostra a definição da interação que cada grupo tem com os outros grupos existentes. Tomando como exemplo o grupo dois, que corresponde ao adesivo, este interage com outros dois grupos devido à ligação dos aderentes nas extremidades superior e inferior da camada de adesivo, perfazendo assim um total de três grupos.

This function defines the visibility of each defined group in the structure.

Number of groups:	3					
Group 1 sees	2	groups, which are:	1	2	1	1
Group 2 sees	3	groups, which are:	2	1	3	2
Group 3 sees	2	groups, which are:	3	2	3	3

Figura 41 – Definição da relação entre grupos.

Na Figura 42 é definido no *software* o tipo de material utilizado. Neste caso, tanto os aderentes como o adesivo são materiais isotrópicos. A partir da definição do tipo de material, o *software* apenas permite a introdução das características que necessita desse material.

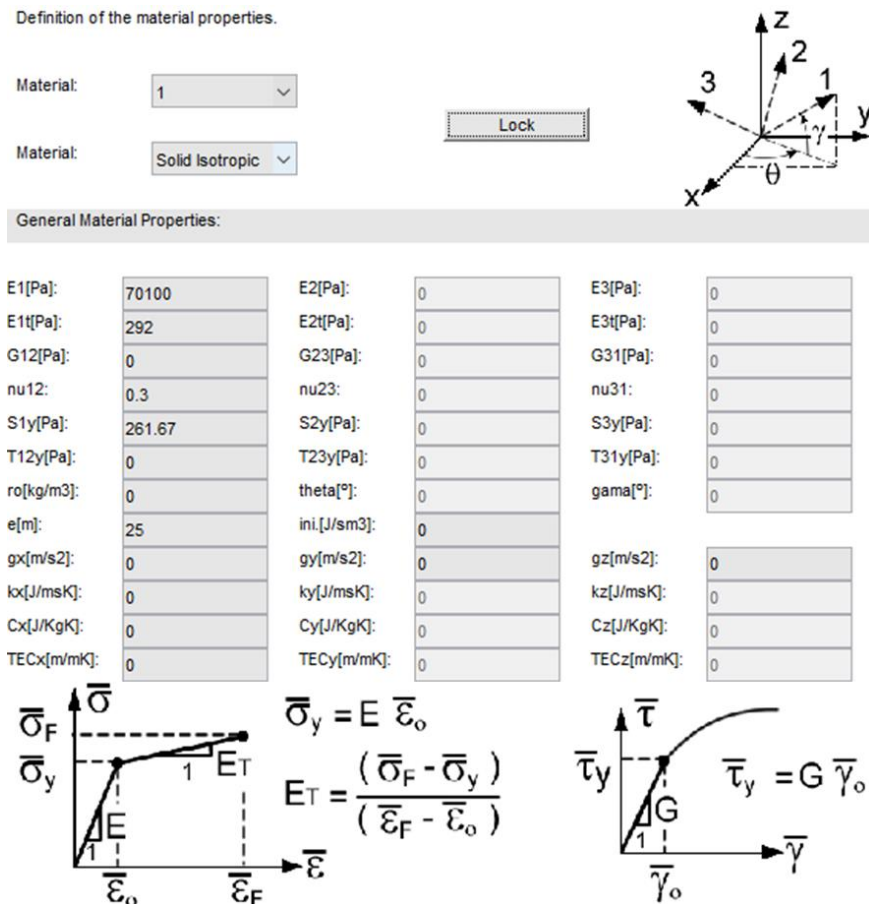


Figura 42 – Definição das propriedades das diferentes matérias presentes na junta adesiva em T.

A construção da geometria (Figura 43) é o passo que se segue após a definição dos materiais, sendo para isso preciso construir diversos *patches*. Para fazer um *patch* é necessário seguir os seguintes passos:

- Escolher um comando que já contenha uma pré-forma igual ou próxima de um *patch*;
- Introdução das coordenadas dos pontos de cada *patch*;
- Associação do *patch* a um respetivo grupo;
- Definição do número de divisões que cada lado de um *patch* possui.

Para a junta adesiva em T, apenas é necessário utilizar as pré-formas presentes na Figura 43. A geometria estudada é constituída por seis quadriláteros (Figura 43 a) e um setor circular (Figura 43 b) que dá forma à curvatura do aderente em L. O programa ainda permite a visualização de cada *patch* antes da definição final da geometria. O passo seguinte é o uso do comando *stitch*, que permite a união dos diferentes *patches* numa só geometria, através da união dos nós presentes na fronteira entre diferentes *patches*.

O utilizador necessita de atribuir uma tolerância de união. Este é o valor que determina se dois nós deverão ser unidos. Para o sucesso desta união, deve ser tido em conta que ambas as fronteiras de cada *patch* devem conter o mesmo número de divisões.

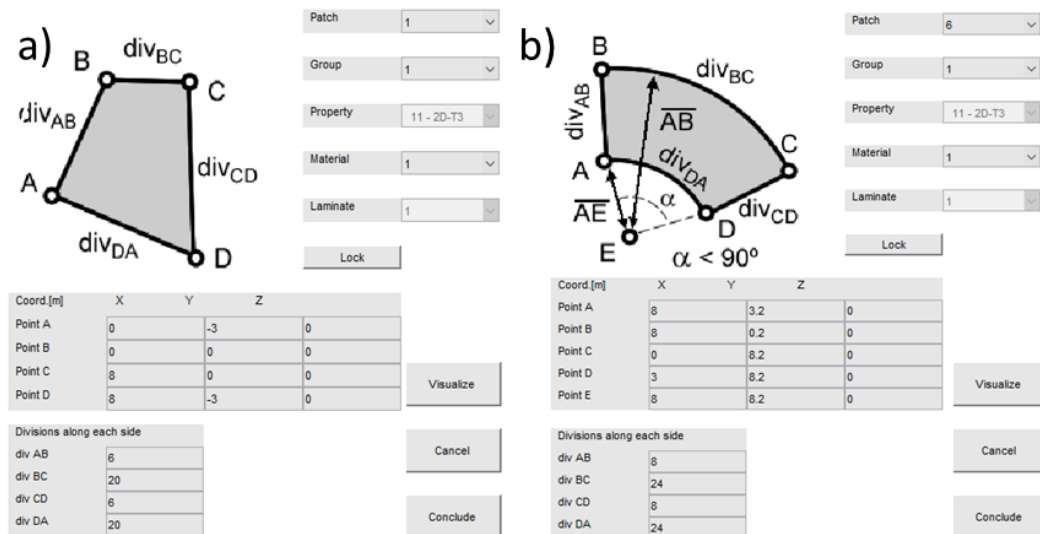


Figura 43 – Definição das coordenadas de cada *patch*, a) quadrilátero e b) setor circular.

Depois da criação da geometria, o utilizador deverá impor as condições fronteira do problema que pretende analisar. No caso em estudo é necessário impor as seguintes condições fronteira:

- Restrição dos movimentos nas direções **x** e **y** (Figura 44 a), o que recria a simetria do aderente inferior e assim permite apenas o movimento vertical;
- Imposição de um encastramento no aderente inferior (Figura 44 b), o que impede assim os movimentos em todas as direções;
- Imposição da restrição que simula a distância de fixação da garra da máquina de ensaios no aderente em L (Figura 44 c). Os movimentos em todas as direções são restritos e de seguida é indicado o vetor corresponde à direção de movimento;
- É definido um determinado valor de deslocamento aos nós mais extremos do aderente em L (Figura 44 d), permitindo assim simular o deslocamento efetuado pela máquina de ensaios;
- Apesar de a simulação ser baseada no deslocamento, o *software* necessita da indicação de uma força. Para isso é introduzida uma força insignificante, com a mesma direção do deslocamento num ponto dentro do domínio (Figura 44 e) de tal forma que não afete os resultados;
- Neste estudo a junta adesiva é estudada segundo um regime elástico-plástico. Antes de ser efetuada a definição dos parâmetros de análise, é necessário definir um ponto que servirá para registar a carga e o deslocamento. Apesar de qualquer ponto dentro da geometria servir, habitualmente este ponto é inserido no centro da camada adesiva.

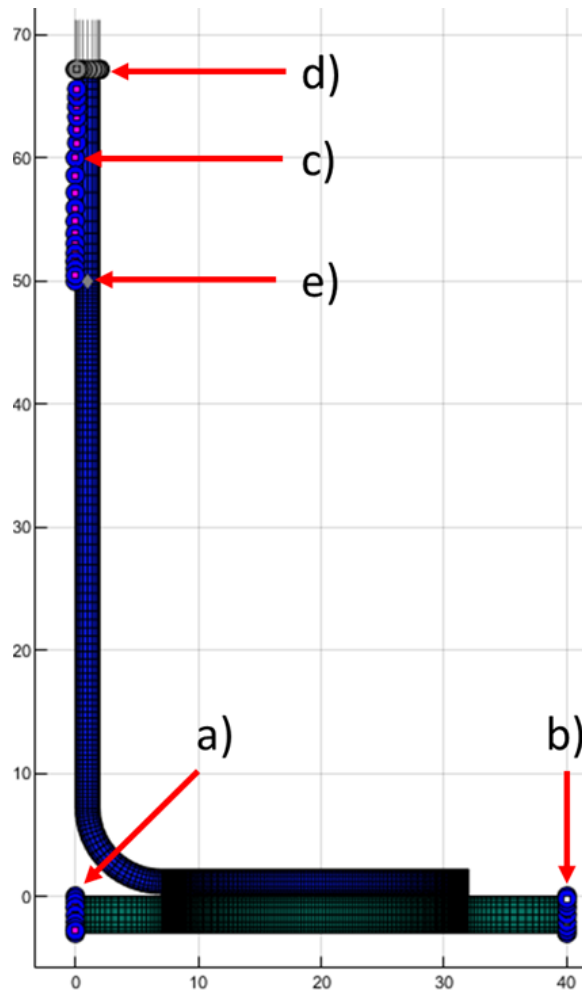


Figura 44 – Imposição das condições fronteira.

A definição das condições fronteira é realizada, à exceção do ponto de interesse, através de comandos do tipo “Line” que facilitam a seleção dos pontos, pois só é necessário indicar o ponto inicial e o final. Neste tipo de comando, basta indicar nos pontos das diversas restrições quais os movimentos que são restritos, qual o vetor que determina a direção de deslocamento e ainda o valor do próprio deslocamento. O próximo passo consiste na preparação da simulação da junta adesiva, que neste caso é efetuada pelo MEF e RPIM. No MEF, apenas é necessário clicar no comando pré-processamento e de seguida no comando “MEF Elasto-Plastic-Static-Analysis”. Este último comando permite analisar a junta adesiva pelo MEF através de um elemento quadrangular bidimensional de quatro nós. Ainda neste comando é possível configurar os parâmetros da análise elasto-plástica. Na Figura 45 esta presente a janela onde é possível definir os parâmetros do RPIM no FEMAS<sup>®</sup>. O primeiro parâmetro definido é o número de nós que se encontram dentro de cada domínio de influência e que segundo a literatura para análises 2D [94, 95], deve ser de dezasseis nós. Os parâmetros do RPIM encontram-se de acordo com o trabalho realizado por Wang e Liu [87] enquanto que o esquema de integração numérica utilizado, é o baseado na quadratura de Gauss [93].

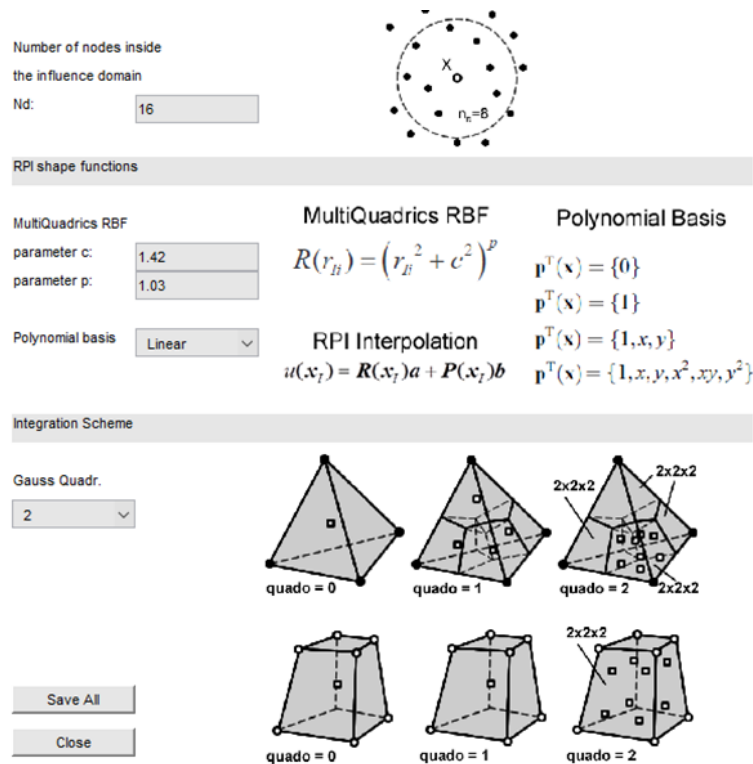


Figura 45 – Definição dos parâmetros do método RPIM no *software* FEMAS®.

Na Figura 46 encontra-se a janela que permite a definição da análise elasto-plástica. Para o método em estudo foi seguida a literatura de Souza Neto et al. [130] e de Borst et al. [131] para análises elasto-plásticas. Ainda é introduzido nesta janela (Figura 46) o número de incrementos que definem a curva  $P-\delta$  e o rácio do limite elástico. O rácio determina o valor de carga máximo em função da cedência do material e o utilizador deve ajustar o valor de acordo com o tipo de material. Após a simulação é possível visualizar os resultados de uma forma visual ou através de forma gráfica através de um pós-processamento dos dados obtidos na simulação.

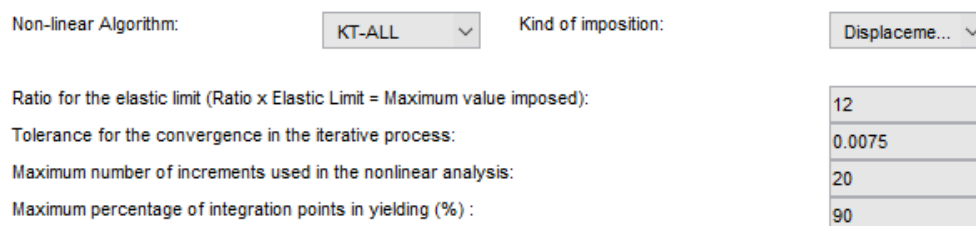


Figura 46 – Definição de parâmetros para uma análise elasto-plástica.

### 3.2.2 Critérios de cedência

No subcapítulo sobre os critérios de cedência, são descritos os critérios de  $vM$  e o de DPE que são utilizados na previsão da ocorrência de cedência na camada de adesivo das juntas adesivas em T.

### 3.2.2.1 Critério de von Mises

O critério de vM [132] é um critério de cedência frequentemente utilizado para determinar a cedência em materiais metálicos. Este critério considera que um material atinge a cedência quando a tensão equivalente atinge um valor crítico durante o processo de deformação devido a uma sollicitação ao corte. A tensão equivalente de vM ( $\sigma_e$ ), apresentada na equação (44), é calculada através da tensão principal em cada direção principal (na direção principal um ( $\sigma_1$ ); na direção principal dois ( $\sigma_2$ ); na direção principal três ( $\sigma_3$ ))

$$\sigma_e = \sqrt{\frac{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}{2}}. \quad (44)$$

A  $\sigma_e$  relaciona-se diretamente com a tensão de cedência ( $\sigma_T$ ), que é uma propriedade que cada material possui. Esta propriedade varia com a deformação plástica de tração ( $\varepsilon_T^P$ ), e limita a transição entre o comportamento elástico e plástico. No caso dos materiais poliméricos, o critério de vM apresenta limitações pois este ignora o efeito da componente hidrostática da tensão devido à relação  $\sigma_e = \sigma_T$  [132]. Ao contrário dos metais, a relação anterior não se verifica para os materiais poliméricos, pois estes apresentam um rácio entre a tensão de cedência à compressão e a tensão de cedência à tração diferente de um.

### 3.2.2.2 Critério de Drucker-Prager exponencial

O critério de *Drucker-Prager* linear presente na equação (45) consiste num critério de cedência baseado no critério de vM, em que é introduzida uma componente sensível à tensão hidrostática

$$\sigma_e = \sigma_0 - \mu\sigma_m, \quad (45)$$

onde  $\sigma_0$  é uma propriedade do material que se relaciona com a tensão de cedência ao corte ( $\tau_y$ ) pela expressão seguinte

$$\sigma_0 = \sqrt{3}\tau_y \quad (46)$$

e  $\sigma_m$  é dado pela média aritmética das tensões principais

$$\sigma_m = \frac{(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)}{3}. \quad (47)$$

O parâmetro  $\mu$  é o responsável por gerir a sensibilidade da cedência em função da tensão hidrostática, sendo determinado através de ensaios experimentais em dois estados diferentes de tensão. Para sollicitações à tração e ao corte, por exemplo, são assim retirados os dados para o mesmo nível de deformação plástica. Contudo, o critério

de cedência de Drucker-Prager linear tem dificuldades em lidar com elevadas tensões hidrostáticas. Por outro lado, o critério de cedência de DPE é mais adequado para descrever o início da rotura em materiais que possuem uma componente hidrostática alta. O critério de cedência de DPE foi usado por Dean et al. [132] durante a análise de diversos tipos de juntas adesivas com um adesivo híbrido. Nesse trabalho, a equação do critério de DPE apresentada é a seguinte

$$\sigma_e^2 = \lambda \sigma_T^2 - 3(\lambda - 1) \sigma_T \sigma_m. \quad (48)$$

O parâmetro  $\lambda$  é também um parâmetro que induz sensibilidade à tensão hidrostática, sendo obtido pelo mesmo raciocínio do parâmetro  $\mu$ . A obtenção de  $\lambda$  é dada pela expressão (49), que relaciona então a tensão normal com a tensão de corte, ambas obtidas para a mesma deformação plástica real

$$\lambda = \frac{3\tau_p^2}{\sigma_p^2}. \quad (49)$$

A deformação plástica real é obtida pela seguinte expressão

$$\varepsilon_T^p = \varepsilon_T - \ln\left(1 + \frac{\sigma_T}{E}\right), \quad (50)$$

onde  $\sigma_T$  e  $\varepsilon_T$  são calculados pela expressão (51) e pela expressão (52), respetivamente

$$\sigma_T = \frac{\sigma_T^{\wedge}}{(1 - \nu \varepsilon_T^{\wedge})^2} \quad (51)$$

$$\varepsilon_T = \ln(1 + \varepsilon_T^{\wedge}). \quad (52)$$

### 3.2.3 Critérios de rotura e previsão de resistência da junta

Neste capítulo são descritos os critérios de rotura relacionados com a tensão ou com a deformação. Estes critérios caracterizam-se pela fácil aplicação na previsão da resistência de uma junta adesiva. Como ponto comum a este tipo de critérios, a previsão da resistência da junta adesiva é alcançada quando num determinado ponto da junta adesiva é atingida uma tensão ou deformação crítica. O valor crítico de tensão ou deformação são uma propriedade do material. Os valores máximos admissíveis dos materiais presentes na junta adesiva são depois comparados com os valores obtidos no cálculo numérico. Os critérios de rotura podem estar relacionados com a tensão ou com a deformação e, é recomendado para os adesivos com um comportamento dúctil o uso de critérios baseados na deformação [33, 133]. Pode ser encontrada mais informação sobre os critérios de rotura em artigos de revisão como o de Quispe Rodríguez et al. [30], o de Broughton et al. [134] e o de Crocombe e Kinloch [133].

### 3.2.3.1 Tensão de arrancamento máxima

Este critério afirma que a rotura ocorre quando o valor máximo de tensão de arrancamento ( $\sigma_{yy}$ ) atinge o respetivo limite do material ( $\sigma_f$ ), como mostra a expressão (53)

$$\sigma_{yy} = \sigma_f. \quad (53)$$

O trabalho dos critérios de rotura de Goland e Reissner [27] incluiu na sua análise em regime elástico a consideração da tensão de corte máxima e da tensão de arrancamento máxima. Ao contrário deste estudo, Hart-Smith, nos seus modelos com JSS [28] e JSD [29], também incluiu a plasticidade do adesivo, o que permitiu combinar a tensão de arrancamento máxima em regime elástico com a tensão de corte máxima em regime plástico. O modelo para JSS [28] ainda distingue os casos com juntas de sobreposição com elevados  $L_0$  com os que possuem um baixo  $L_0$ . Ainda, segundo Hart-Smith [135], as juntas de sobreposição devem ter uma forma que possibilite a diminuição da tensão de arrancamento, mas esta não deve ser considerada como um fator que limite a forma da junta adesiva. O critério da tensão de arrancamento máxima ( $\sigma_{yy}$ ) foi utilizado por Crocombe [133] para prever a resistência de juntas adesivas em T com aderentes em aço ligados por um adesivo epóxico. Numa primeira fase, foram ensaiados diversos provetes maciços de adesivo através de um ensaio de tração, permitindo a determinação da tensão de arrancamento máxima que o adesivo pode suportar. Após este passo, foi efetuada uma simulação numérica através de uma análise linear simples para determinar a tensão de arrancamento. A simulação efetuada permitiu chegar a uma previsão de resistência da junta adesiva que difere dos valores experimentais na ordem dos 6%. Contudo, este critério só se foca na resistência do adesivo, e no caso da rotura do aderente é necessário recorrer a outro critério de rotura mais adequado.

### 3.2.3.2 Tensão de corte máxima

O critério de tensão de corte máxima considera que a rotura ocorre quando, na ligação adesiva, se atinge o valor máximo de tensão de corte suportado pelo adesivo ( $\tau_f$ ), como a equação (54) mostra. A tensão de corte máxima ( $\tau_{xy \text{ máx}}$ ) é calculada através das tensões principais ( $\sigma_{11}$ ) e ( $\sigma_{22}$ )

$$\tau_{xy \text{ máx}} = \tau_f \Leftrightarrow \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} = \tau_f. \quad (54)$$

O trabalho de Volkersen [26] foi o primeiro a considerar a tensão de corte como um critério de rotura. Para o efeito, foi realizada uma análise elástica que considera que o adesivo apenas se deforma quando sujeito a esforços de corte. O modelo de Goland e Reissner [27] foi uma evolução do modelo de Volkersen [26] e considera na sua formulação a rotação dos aderentes, sendo que a formulação contém duas hipóteses de estudo. A primeira hipótese indica que as cargas na extremidade das juntas devem ser

determinadas utilizando a formulação das placas cilíndricas em flexão, enquanto a segunda hipótese indica que a tensão nas juntas deve ser determinada devido à imposição de carregamento. O modelo analítico de Goland e Reissner [27] foi adaptado por Greenwood [34], que assim propôs o critério da tensão de corte máxima para prever a resistência de JSS. A previsão de resistência neste estudo ficou cerca de 14% abaixo do valor de resistência do adesivo obtido através de um ensaio de tração com um provete maciço de adesivo. Os modelos para JSS e JSD propostos por Hart-Smith [28, 29] também incluem o critério da tensão de corte máxima, sendo que este considera que a rotura por corte ocorre no plano do adesivo.

### 3.2.3.3 Deformação principal máxima

O critério da deformação principal máxima considera que a rotura acontece quando a deformação principal máxima ( $\varepsilon_{11}$ ) atingida pela ligação adesiva iguala a deformação que o adesivo suporta à tração ( $\varepsilon_f$ ), como representado pela equação (55).

$$\varepsilon_{11} = \varepsilon_f. \quad (55)$$

Este critério, bem como o critério da tensão principal máxima, foram usados por Harris e Adams [33] para prever a resistência de várias JSS que continham diferentes adesivos epóxicos. Os critérios de rotura foram utilizados em conjunto com uma análise elasto-plástica pelo MEF. Para os adesivos dúcteis, o critério da tensão principal máxima mostrou-se pouco adequado em relação ao critério da deformação principal máxima. Com este último critério, foi atingida uma previsão de resistência muito próxima da resistência obtida nos ensaios experimentais. O critério da deformação principal máxima também foi utilizado por Crocombe et al. [136] no seu estudo sob o efeito de clivagem em solicitações à compressão. O critério da deformação principal máxima mostrou-se bastante preciso no trabalho realizado por Sánchez-Arce et al. [137]. Este trabalho consistiu na análise de juntas adesivas em T de duplo L com aderentes em alumínio pelo método NRPIM. Os autores estudaram diversos fatores, como por exemplo a distribuição de tensão, as diferenças entre os critérios de cedência de  $vM$  e  $DPE$  e a  $t_{p2}$ . Durante a sua análise, os autores constaram que tanto para um adesivo frágil (Araldite®AV138) como para um adesivo dúctil (SikaForce®7752) o critério da deformação principal máxima é o mais adequado na previsão da resistência da junta em relação aos dados experimentais comparativamente aos critérios baseados em tensão.

### 3.2.3.4 Deformação efetiva

O critério da deformação efetiva é um critério de rotura que considera que a rotura ocorre para um determinado nível de deformação. O critério é usado através da equação (56), em que a deformação efetiva ( $\varepsilon_{ef}$ ) iguala  $\varepsilon_f$ .

$$\varepsilon_{ef} = \varepsilon_f. \quad (56)$$

No trabalho realizado por Adin [138] é feita uma previsão da resistência de juntas em chanfro com diferentes ângulos através de uma análise 3D pelo MEF, e ainda um estudo às tensões e deformações da camada adesiva. A previsão de resistência foi alcançada através da tensão equivalente de vM e pela deformação efetiva (deformação de vM). O estudo mostrou que as previsões de resistência foram consistentes com os resultados experimentais e que a  $P_{máx}$  era maior nas juntas que tinham um menor ângulo de chanfro. Também foi constatado que a deformação de corte provocava maiores efeitos na rotura da camada adesiva à medida que aumentava o ângulo de chanfro. O aumento do ângulo de chanfro também interfere na localização da deformação efetiva, assim esta passa a localizar-se mais na zona central do chanfro do que na zona inferior, o que explicava o aumento de tensão dessa zona. O critério da deformação efetiva ( $\varepsilon_{ef}$ ), também é utilizado no trabalho já referenciado de Sánchez-Arce et al. [137], para o caso do adesivo moderadamente dúctil (Araldite®2015), o critério da deformação efetiva ( $\varepsilon_{ef}$ ) mostrou-se como o mais adequado na previsão da rotura em relação a outros critérios que utilizam a deformação como critério. O erro máximo obtido na previsão da  $P_{máx}$  em relação ao valor experimental fixou-se nos 9,5% para  $t_{p2}=4$  mm.

### 3.2.3.5 Deformação de corte máxima e deformação de arrancamento

O trabalho desenvolvido por Hart-Smith [28] para JSS inclui a deformação de corte máxima e a deformação de arrancamento como formas de avaliar a rotura de juntas adesivas. A previsão da rotura para adesivos com um comportamento dúctil torna-se mais precisa quando é utilizado critérios de rotura com base na deformação em vez da tensão [133]. O critério de deformação de corte máxima considera que a rotura é atingida quando na ligação adesiva é atingido o valor máximo de deformação de corte que o adesivo suporta tal como a equação (57) mostra. A deformação de corte máxima ( $\gamma_{xy máx}$ ) é calculada através das deformações principais ( $\gamma_{11}$ ) e ( $\gamma_{22}$ )

$$\gamma_{xy máx} = \gamma_f \Leftrightarrow \gamma_{11} - \gamma_{22} = \gamma_f. \quad (57)$$

O critério da deformação arrancamento máxima considera que a rotura é atingida quando na ligação adesiva é igualado  $\varepsilon_f$ , como mostra a equação (58).

$$\varepsilon_{yy} = \varepsilon_f. \quad (58)$$

O trabalho de Lee e Lee [139] consistiu na análise de juntas adesivas sujeitas a esforços de torção através de uma análise não linear pelo MEF. As juntas adesivas tubulares eram constituídas por aderentes de aço e um adesivo epóxico modificado. A previsão de resistência é conseguida através do uso do critério da deformação de corte máxima. Este trabalho ainda utiliza a deformação de corte máxima e a espessura de adesivo num modelo que permite a identificação do tipo de rotura. O estudo concluiu que existia uma rotura coesiva por parte do adesivo quando a espessura era inferior a 0,1 mm e uma rotura interfacial por corte acima de 0,5 mm.

### 3.3 Resultados e discussão

Neste capítulo são abordados os resultados obtidos através das simulações efetuadas pelo *software* FEMAS<sup>®</sup>. É assim efetuada uma discussão referente à aplicação de diferentes critérios de cedência, métodos de simulação, resultados experimentais e ainda são apresentadas as diferentes curvas de tensão e deformação do adesivo.

#### 3.3.1 Curvas $P-\delta$

Neste subcapítulo é feita a apresentação das diferentes curvas  $P-\delta$  numéricas e experimentais para os adesivos em estudo. As curvas  $P-\delta$  experimentais, apresentam uma rigidez distinta das curvas numéricas devido a irregularidades que surgem durante o ensaio de tração ou no processo de fabrico das juntas adesivas. O escorregamento das garras da máquina de tração e o método de medição do deslocamento utilizado são irregularidades que surgem durante o procedimento experimental. Estas irregularidades acabam por provocar uma falsa medição do deslocamento real. Devido a este facto, o deslocamento das curvas  $P-\delta$  pode ser ajustado tal como Chowdhury et al. [140] efetua no seu estudo. Outra irregularidade que pode ser verificada no ensaio de juntas adesivas é a rotura prematura do provete ou a discrepância de rigidez de uma junta adesiva, o que se pode dever à existência de vazios na camada adesiva que limitam a deformação do adesivo [108].

As curvas  $P-\delta$  obtidas numericamente foram conseguidas com base na combinação dos diferentes métodos de análise e critérios de cedência descritos anteriormente. A curva  $P-\delta$  numérica é determinada através da obtenção da  $P$  e do  $\delta$  para cada incremento. Este procedimento mostra a não linearidade do material. A  $P_{máx}$  é obtida através da aplicação dos critérios de rotura mencionados anteriormente. Nos parágrafos seguintes são apresentados os diferentes casos em mais detalhe.

Tabela 11 – Critérios de rotura utilizados para o adesivo Araldite<sup>®</sup>AV138 e um FL=50 mm.

$t_{p2}$ (mm)	MEF + vM	MEF + DP	RPIM + vM	RPIM + DP
1	$\varepsilon_{11}/\varepsilon_{ef}/\varepsilon_{yy}$	$\varepsilon_{11}/\varepsilon_{ef}/\varepsilon_{yy}$	$\varepsilon_{11}/\varepsilon_{ef}/\varepsilon_{yy}$	$\varepsilon_{11}/\varepsilon_{ef}/\varepsilon_{yy}$
2	$\varepsilon_{11}/\varepsilon_{ef}/\varepsilon_{yy}$	$\varepsilon_{11}/\varepsilon_{ef}/\varepsilon_{yy}$	$\varepsilon_{11}/\varepsilon_{ef}/\varepsilon_{yy}$	$\varepsilon_{11}/\varepsilon_{ef}/\varepsilon_{yy}$
3	$\varepsilon_{11}/\varepsilon_{ef}/\varepsilon_{yy}$	$\varepsilon_{11}/\varepsilon_{ef}/\varepsilon_{yy}$	$\varepsilon_{11}/\varepsilon_{ef}/\varepsilon_{yy}$	$\varepsilon_{11}/\varepsilon_{ef}/\varepsilon_{yy}$
4	$\varepsilon_{11}/\varepsilon_{ef}$	$\varepsilon_{11}/\varepsilon_{ef}$	$\varepsilon_{11}/\varepsilon_{ef}$	$\varepsilon_{11}/\varepsilon_{ef}$

Nas simulações efetuadas com o adesivo Araldite<sup>®</sup>AV138, os critérios de rotura baseados na deformação do adesivo são aqueles que conseguem fornecer uma previsão adequada da resistência da junta adesiva. Na Tabela 11 é possível observar que para

diferentes  $t_{p2}$ , independentemente da combinação entre o método de análise e o critério de cedência, é possível aplicar os mesmos critérios de rotura.

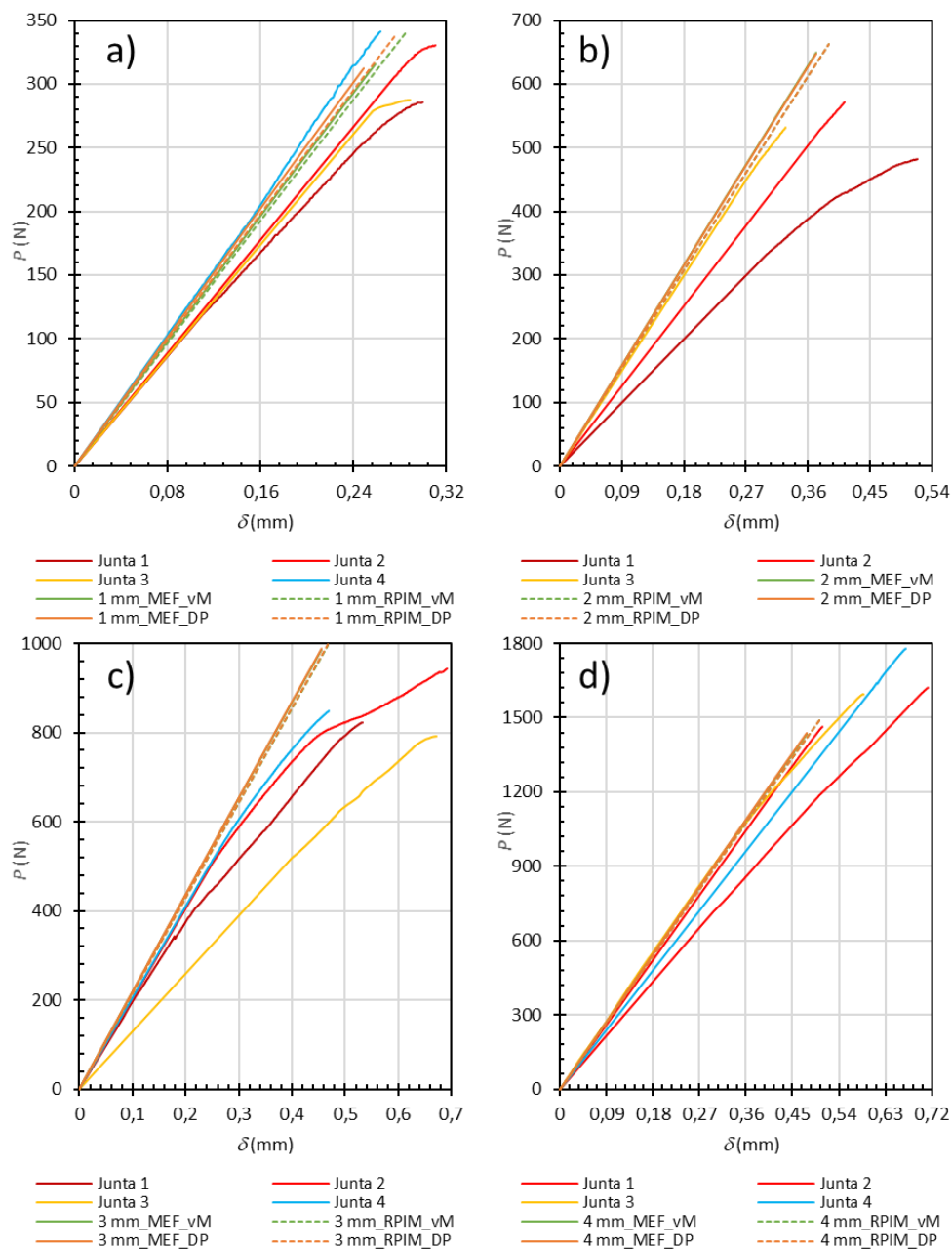


Figura 47 – Curvas  $P$ - $\delta$  experimentais vs. numéricas do adesivo Araldite® AV138 para os diferentes  $t_{p2}$ : a)  $t_{p2}=1$  mm, b)  $t_{p2}=2$  mm, c)  $t_{p2}=3$  mm e d)  $t_{p2}=4$  mm.

É verificado que, desde  $t_{p2}=1$  mm até  $t_{p2}=3$  mm, é possível obter uma previsão similar recorrendo a um destes critérios: critério da deformação principal máxima ( $\varepsilon_{11}$ ), o critério da deformação efetiva ( $\varepsilon_{ef}$ ) ou ainda a deformação de arrancamento ( $\varepsilon_{yy}$ ). No caso da junta com uma  $t_{p2}=4$  mm, acontece o mesmo facto, apesar de neste caso apenas o critério da deformação principal máxima ( $\varepsilon_{11}$ ) e o critério da deformação efetiva ( $\varepsilon_{ef}$ ) fornecem uma previsão similar. Na Figura 47 são comparadas as curvas  $P$ - $\delta$  resultantes da simulação do adesivo Araldite® AV138 com os resultados experimentais. Este adesivo

apresenta um comportamento frágil, o que implica uma baixa deformação do adesivo e consequentemente um menor valor de  $P_{máx}$ .

As curvas  $P-\delta$  obtidas numericamente apresentam em geral uma  $P_{máx}$  aproximada à obtida experimentalmente, mas o deslocamento registado é menor. Para os diferentes valores de  $t_{p2}$ , as juntas adesivas foram simuladas com recurso ao método RPIM e ao MEF, que de seguida foram combinados com os critérios de cedência de vM e de DPE. A nível da descrição das curvas  $P-\delta$ , todas as combinações apresentam uma forma muito próxima, ocorrendo algumas diferenças, mas sempre dentro do intervalo experimental originado pelo desvio padrão. A combinação entre o método MEF e o critério de vM forneceu os resultados mais próximos dos experimentais.

Nas simulações efetuadas com o adesivo Araldite®2015, os critérios de rotura baseados na deformação do adesivo foram os utilizados na maioria dos casos, apesar de em alguns casos terem sido aplicados critérios baseados em tensão. Na Tabela 12 são apresentados os critérios de rotura utilizados.

Tabela 12 - Critérios de rotura utilizados para o adesivo Araldite®2015 e um FL=50 mm.

$t_{p2}$ (mm)	MEF + vM	MEF + DP	RPIM + vM	RPIM + DP
1	$\sigma_{yy}$	$\sigma_{yy}$	$\sigma_{yy}$	$\sigma_{yy}$
2	$\varepsilon_{ef}$	$\varepsilon_{ef}$	$\varepsilon_{ef}$	$\varepsilon_{ef}$
3	$\varepsilon_{ef}$	$\varepsilon_{ef}$	$\varepsilon_{ef}$	$\varepsilon_{ef}$
4	$\varepsilon_{yy}$	$\varepsilon_{yy}$	$\varepsilon_{yy}$	$\varepsilon_{yy}$

Para o adesivo Araldite®2015 não se verifica uma consistência de um critério de rotura para os diferentes  $t_{p2}$ . Este facto não é significativo, visto que segundo Hart-Smith [28] a aplicação de um critério de rotura está dependente de condições como o tipo de adesivo e o  $t_{p2}$ . Contudo, existe permanência do mesmo critério de rotura por  $t_{p2}$ , independentemente da combinação entre diferentes métodos de análise e critério de cedência. Para uma  $t_{p2}=1$  mm, o critério da tensão de arrancamento máxima ( $\sigma_{yy}$ ) foi o que se mostrou mais adequado. Nas restantes juntas adesivas foram aplicados critérios baseados na deformação do adesivo, sendo que para uma  $t_{p2}$  até 3 mm foi aplicado o critério da deformação efetiva ( $\varepsilon_{ef}$ ) e para uma  $t_{p2}=4$  mm a deformação de arrancamento ( $\varepsilon_{yy}$ ). O adesivo Araldite®2015 apresenta um comportamento dúctil, o que no caso dos ensaios experimentais permite obter uma maior carga máxima e uma maior deformação do adesivo.

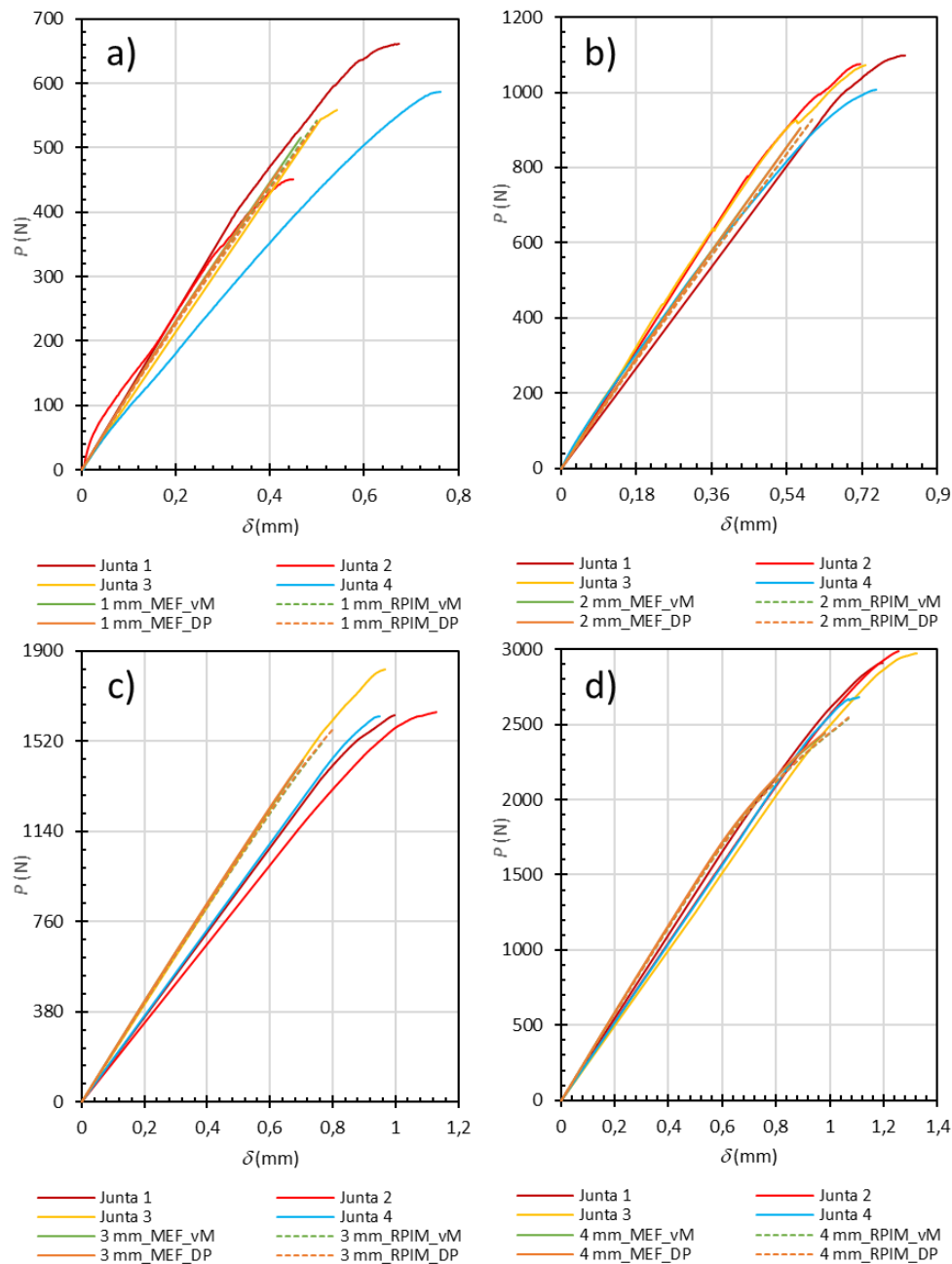


Figura 48 - Curvas  $P$ - $\delta$  experimentais vs. numéricas do adesivo Araldite®2015 para os diferentes  $t_{p2}$ : a)  $t_{p2}=1$  mm, b)  $t_{p2}=2$  mm, c)  $t_{p2}=3$  mm e d)  $t_{p2}=4$  mm.

As curvas  $P$ - $\delta$  da Figura 47, em relação às curvas  $P$ - $\delta$  do adesivo Araldite®2015 (Figura 48), apresentam uma força menos elevada. Em alguns casos, esta chega a metade da registada com o adesivo Araldite®2015. Para os diferentes  $t_{p2}$ , as juntas adesivas foram testadas com recurso ao método RPIM e ao MEF, em combinação com os critérios de cedência de vM e de DPE. A associação do critério de DPE com o RPIM permitiu obter bons resultados, o que coincide com outros trabalhos que usaram métodos sem malha [107].

Para o adesivo SikaForce®7752, são comparadas as curvas numéricas obtidas pelo *software* FEMAS® com uma curva numérica obtida por MDC que como visto anteriormente é um método numérico bem estabelecido na previsão de juntas adesivas. Para a simulação com MDC, foram criados modelos numéricos que tiveram como objetivo recriar o procedimento de ensaios das juntas adesivas. A resistência da junta adesiva foi determinada através de modelos coesivos seguindo os procedimentos descritos por Carneiro e Campilho [141] e de Sousa et al. [142]. As características do adesivo foram retiradas do trabalho realizado por Faneco et al. [128]. Os modelos numéricos foram criados e simulados no *software* ABAQUS® com recurso a elementos 2D em estado plano de tensão (elementos CPS4). A camada de adesivo foi caracterizada graças a elementos coesivos (elementos COH2D4). A criação e a simulação destas juntas adesivas têm características distintas das efetuadas no *software* FEMAS®, visto que é necessário simular as juntas adesivas com malhas finas para evitar a distorção da camada adesiva. As condições fronteira impostas foram semelhantes às aplicadas aos modelos sem malha. As simulações efetuadas com o adesivo Sikaforce®7752 mostraram que é possível utilizar critérios baseados em tensão ou de deformação para prever as juntas adesivas. Os critérios de rotura utilizados para os diferentes valores de espessura de aderente estão presentes na Tabela 13.

Tabela 13 - Critérios de rotura utilizados para o adesivo SikaForce®7752 e um FL=50 mm.

$t_{p2}$ (mm)	MEF + vM	MEF + DP	RPIM + vM	RPIM + DP
1	$\sigma_{yy}$	$\sigma_{yy}$	$\sigma_{yy}$	$\sigma_{yy}$
2	$\sigma_{yy}$	$\varepsilon_{ef}$	$\sigma_{yy}$	$\varepsilon_{ef}$
3	$\varepsilon_{ef}$	$\varepsilon_{ef}$	$\varepsilon_{ef}$	$\varepsilon_{ef}$
4	$\varepsilon_{ef}$	$\varepsilon_{ef}$	$\varepsilon_{ef}$	$\varepsilon_{ef}$

Para este adesivo existe uma consistência do critério de rotura para o mesmo valor de  $t_{p2}$  durante a aplicação de diferentes métodos de análise e critérios de cedência. Relativamente aos diversos valores de  $t_{p2}$ , o critério da tensão de arrancamento máxima ( $\sigma_{yy}$ ) mostrou-se como o mais adequado na previsão das juntas com uma  $t_{p2}=1$  e 2 mm, sendo que nesta última espessura apenas é referente à previsão das juntas que utilizaram o critério de vM. Para os outros  $t_{p2}$ , o critério da deformação efetiva ( $\varepsilon_{ef}$ ) é o mais adequado de ser aplicado como mostra a Tabela 13.

As curvas  $P-\delta$  numéricas (Figura 49) obtidas pelos modelos sem malha são muito próximas entre si, sendo que as diferenças estão relacionadas com a  $P_{máx}$ . Em relação às curvas numéricas obtidas com MDC, é perceptível que estas têm uma menor rigidez do que as das curvas obtidas no método sem malha, apesar de terem uma maior  $P_{máx}$ . A diferença entre as duas curvas é explicada pela formulação que cada método utiliza.

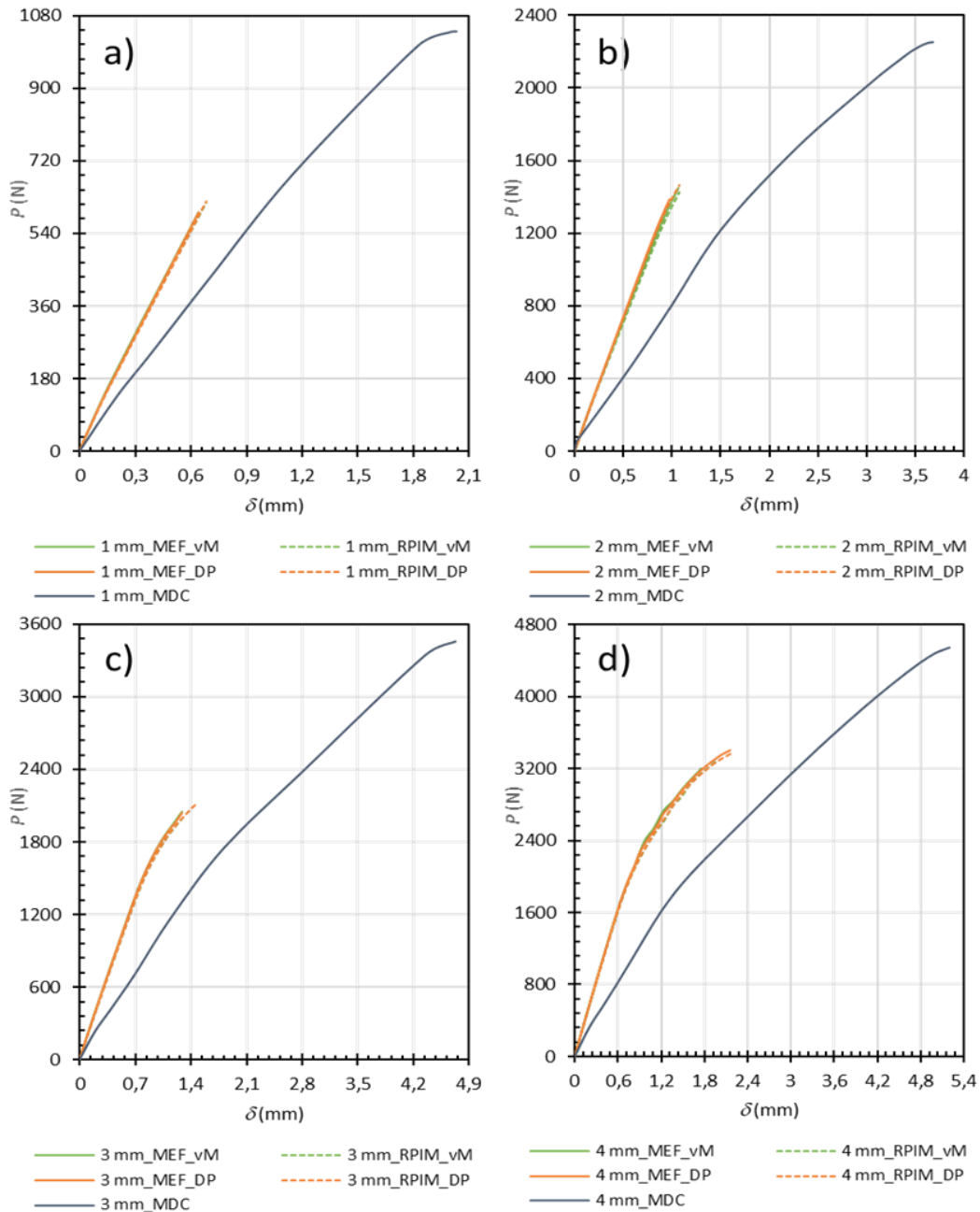


Figura 49 - Curvas  $P$ - $\delta$  numéricas do adesivo SikaForce®7752 para os diferentes  $t_{p2}$ : a)  $t_{p2}=1$  mm, b)  $t_{p2}=2$  mm, c)  $t_{p2}=3$  mm e d)  $t_{p2}=4$  mm.

Os modelos usados utilizam uma formulação de pequenas deformações, enquanto o MDC do *software* ABAQUS é baseado em grandes deformações. As duas formulações apresentam diferenças no cálculo da matriz de rigidez. Assim, na construção da matriz de rigidez, as pequenas deformações não têm em consideração a nova configuração geométrica do sólido nem o estado de tensão provocado pela deformação existente. No entanto, caso o material possua um comportamento não-linear, ambas as formulações consideram a alteração das propriedades mecânicas ao longo do carregamento, para mais detalhes consultar Crisfield [143, 144] e Belinha [93]. A diferença na rigidez da junta em comparação com o MDC pode ser atribuída às diferenças nas formulações, como

pode ser observado nos dados de Sadeghi et al. [145], onde os critérios baseados em deformação mostram um comportamento mais rígido do que aqueles baseados em tensão. No entanto, a comparação entre estas curvas não é muito comum na literatura.

### 3.3.2 Análise de tensões e deformações

Nesta secção são apresentadas as tensões e deformações no adesivo quando é atingida  $P_{máx}$ . Para uma melhor interpretação dos diferentes casos, a posição ao longo da camada de adesivo é normalizada em relação ao  $L_o$ . As tensões de arrancamento do adesivo Araldite®AV138 (Figura 50) são bastante próximas entre si com a variação da  $t_{p2}$ . Para todas as juntas adesivas com as diferentes combinações (Figura 50 a, b, c, e d), existem dois picos de tensão, sendo que o que se encontra à esquerda do gráfico é o mais significativo pois é nessa localização que as juntas adesivas estão sujeitas à tração.

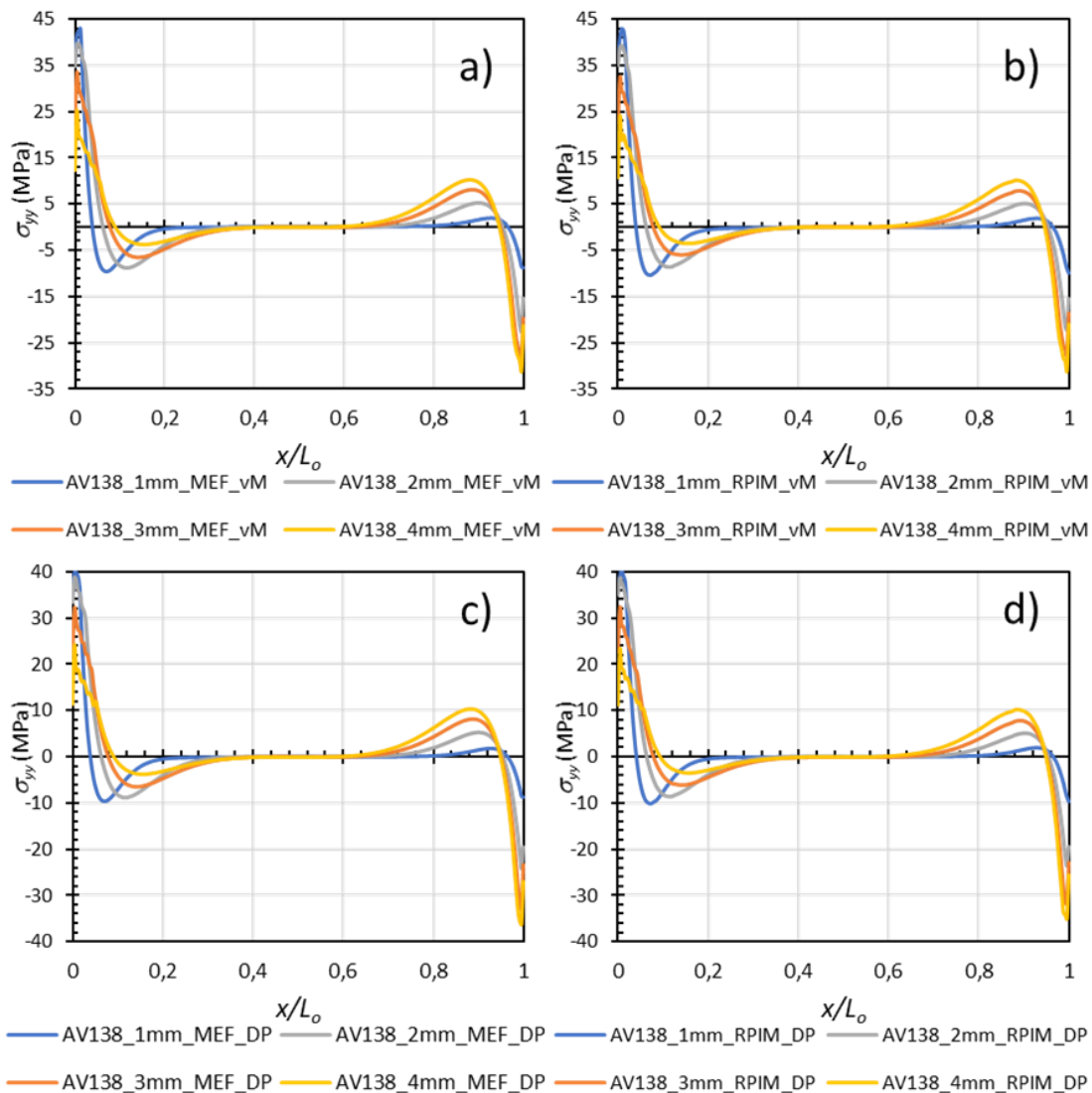


Figura 50 – Tensão de arrancamento do adesivo Araldite®AV138 para as diferentes combinações: a) MEF+vM, b) RPIM+vM, c) MEF+DP, d) RPIM+DP.

Na extremidade livre, a carga sobre a camada de adesivo muda de direção devido ao movimento ascendente do aderente em duplo L, o que provoca um efeito de alavanca sobre a junta adesiva. Assim, o carregamento aplicado ao substrato inferior faz com que este se curve e comprima a parte direita da camada de adesivo. O valor da tensão de arrancamento diminui para a extremidade próxima do raio de curvatura e aumenta para as proximidades da extremidade livre com o aumento da  $t_{p2}$ . Em relação aos métodos de análise e no caso da tensão de arrancamento não se verificaram diferenças visíveis com entre os diferentes métodos de análise (Figura 50 a, e b). Contudo, pelo critério de vM (Figura 50 a, e b), as tensões para a extremidade próxima do raio de curvatura são superiores às registadas com o critério de DPE (Figura 50 c, e d) e o contrário acontece para as imediações da extremidade livre. Estas diferenças entre critérios de cedência já tinham sido verificadas por Sánchez-Arce et al. [107] e Dean et al. [132].

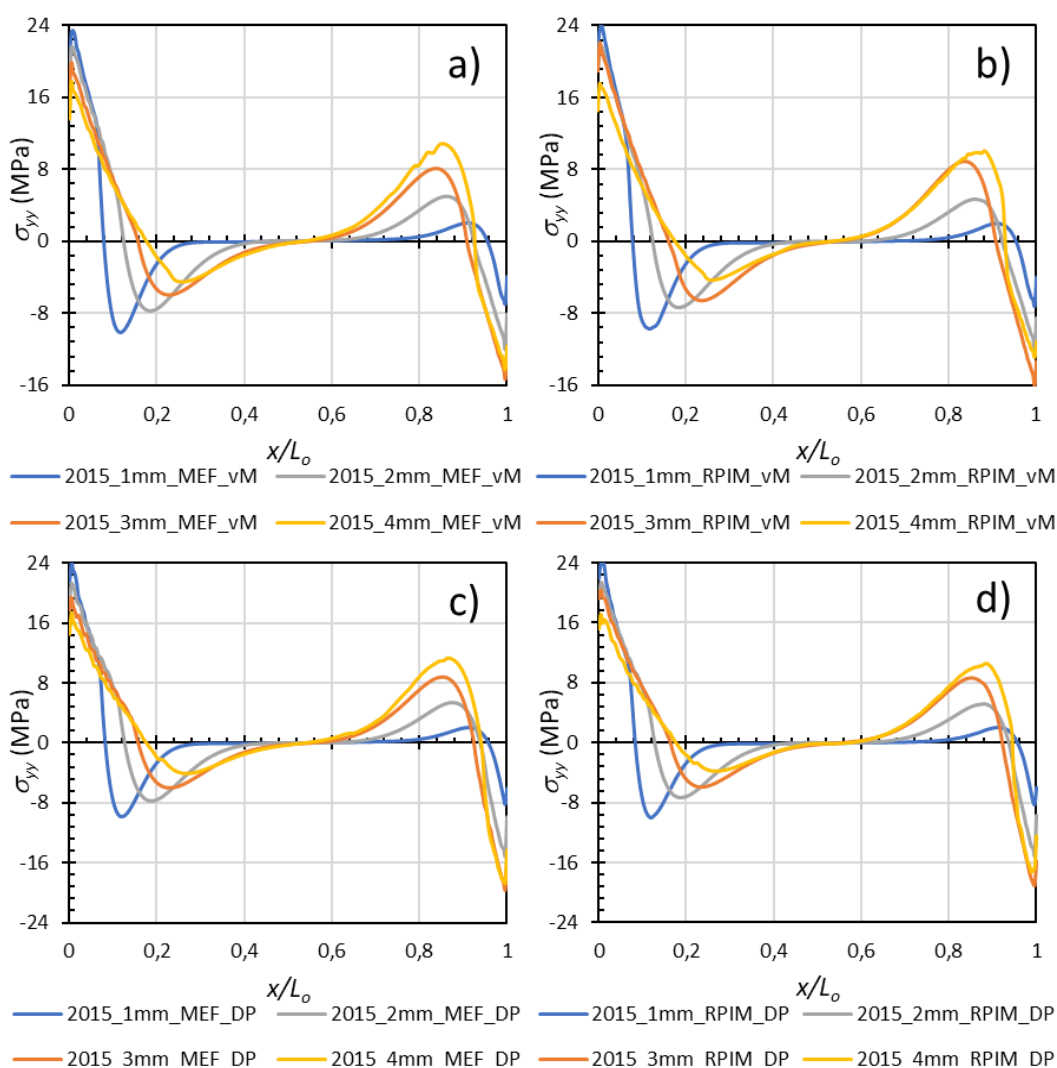


Figura 51 – Tensão de arrancamento do adesivo Araldite®2015 para as diferentes combinações: a) MEF+vM, b) RPIM+vM, c) MEF+DP, d) RPIM+DP.

A distribuição de tensões das juntas com o adesivo Araldite®2015 (Figura 51) são similares às obtidas nas juntas com o adesivo Araldite®AV138. No entanto, há uma

diferença na magnitude e na distribuição de tensões na zona interior da camada adesiva. Na zona interior, há uma área significativa de concentração de tensão na extremidade próxima do raio de curvatura (em que existe compressão) e na zona interior da extremidade livre (que está sujeita a tração). Este comportamento é próximo do observado para as juntas com o adesivo Araldite®AV138. No caso do adesivo anterior, a tensão é próxima de zero na zona central  $L_0$ , enquanto para este adesivo a zona central começa a ser solicitada. Isto significa que com o adesivo Araldite®2015 as juntas encontram-se mais solicitadas ao longo do seu  $L_0$  do que quando é utilizado um adesivo frágil. Quanto ao valor da tensão de arrancamento, este aumenta com a  $t_{p2}$  para a extremidade próxima do raio de curvatura e o contrário sucede-se para a extremidade livre. Em relação aos métodos de análise e aos critérios de cedência, as curvas de tensão com o critério de vM (Figura 51 a, e b) são maiores do que as registadas com o critério de DPE (Figura 51 c, e d).

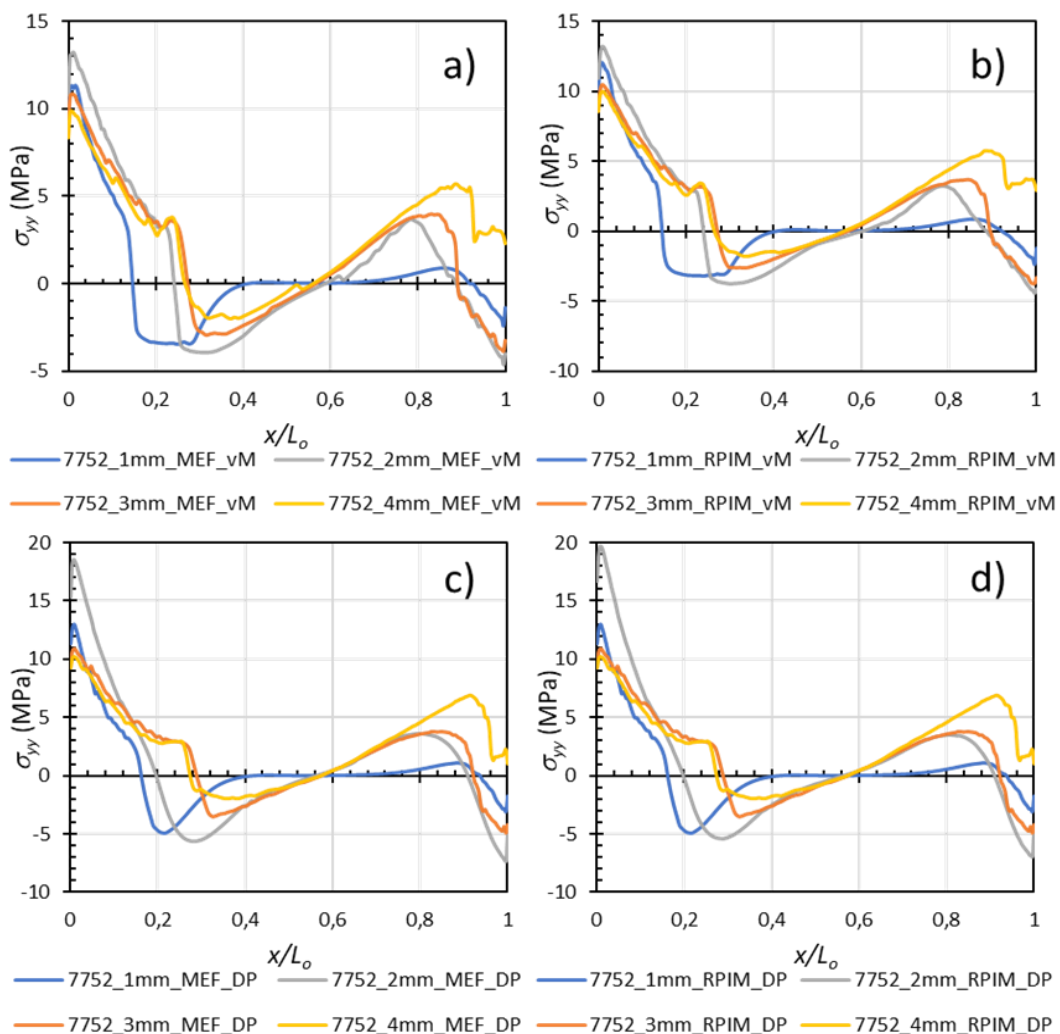


Figura 52 – Tensão de arrancamento do adesivo SikaForce®7752 para as diferentes combinações: a) MEF+vM, b) RPIM+vM, c) MEF+DP, d) RPIM+DP.

A tensão de arrancamento para as diferentes juntas adesivas com o adesivo SikaForce®7752 (Figura 52), mostra que a maior ductilidade do adesivo permite a solicitação de toda a junta adesiva para  $t_{p2}$  superiores a 1 mm. Na zona central do  $L_0$  há uma transição entre diferentes estados de carga. Os maiores valores de tensão, encontram-se para a extremidade próxima do raio de curvatura para as juntas com uma  $t_{p2}$  inferior a 3 mm enquanto os menores são encontrados para a extremidade livre. Ao contrário das outras juntas adesivas, a extremidade livre da junta adesiva com uma  $t_{p2}=4$  mm não se encontra solicitada à compressão. Este fenómeno, não se sucede para outros valores da  $t_{p2}$ , nem para uma  $t_{p2}$  semelhante em outros adesivos, o que indica este fenómeno pode ser devido à ductilidade do adesivo e à maior rigidez desta junta. A junta adesiva com uma  $t_{p2}=2$  mm apresenta um comportamento singular ao nível do valor de tensões a que está sujeita. Contudo, esta não impede que se possa afirmar que existe uma relação direta entre o aumento da  $t_{p2}$  e as tensões registadas. Em relação aos critérios de cedência, o critério de vM (Figura 52 a, e b) apresenta curvas de tensão menos uniformes relativamente às obtidas com o critério de DPE (Figura 52 c, e d). O aumento da  $t_{p2}$  provoca a diminuição do pico da tensão de arrancamento. Por outro lado, como as magnitudes dos picos de tensão em ambas as extremidades da camada do adesivo são próximas, considera-se que o dano deve iniciar em ambas as zonas. No caso da junta com uma  $t_{p2}=4$  mm, as tensões na extremidade direita da camada adesiva apresentam uma forma distinta quando comparada com as outras curvas, o que indica que a maior rigidez do aderente superior reduz a sua deformação durante o tracionamento, e assim provoca um aumento das concentrações de tensões.

As curvas de tensão de arrancamento do adesivo SikaForce®7752 em comparação com as curvas obtidas para os outros dois adesivos, apresentam algum ruído nas partes que se encontram mais solicitadas. O ruído é mais visível nas soluções obtidas com o MEF do que no RPIM, apesar da discretização nodal utilizada ser a mesma para todos os adesivos estudados, independente do método usado. Os métodos sem malha como o RPIM, fornecem campos de tensão mais suaves para a mesma distribuição nodal [94], portanto a utilização de uma distribuição nodal mais fina forneceria curvas ainda mais definidas. Contudo, isto exigiria um maior tempo computacional e que não provocaria alterações aos valores de pico aqui apresentados. Por esta razão, para todos os casos foi mantida a mesma distribuição nodal por uma questão de uniformidade.

A tensão de corte para o adesivo Araldite®AV138 (Figura 53) ao longo da camada adesiva, é mais pronunciada nas extremidades da junta adesiva, sendo que a zona mais pronunciada é na extremidade livre para uma  $t_{p2}$  inferior a 3 mm e na zona mais próxima da extremidade próxima do raio de curvatura para uma  $t_{p2}$  superior a 2 mm. Contudo, a diferença que se regista entre as duas extremidades aumenta ligeiramente à medida que é aumentado o valor da  $t_{p2}$ . Em relação à  $t_{p2}$ , ao contrário da tensão de arrancamento, o aumento da tensão de corte intensifica-se com o aumento da  $t_{p2}$ . Entre as diferentes combinações (método-critério), o método MEF (Figura 53 a) apresenta curvas de tensão relativamente às curvas com o RPIM (Figura 53 b, e d) menos

uniformes. A nível de valor de tensão atingido, os valores são bastante próximos, apesar de serem atingidos maiores valores de tensão com o critério de DPE para  $t_{p2}=3$  e 4 mm (Figura 53 c, e d).

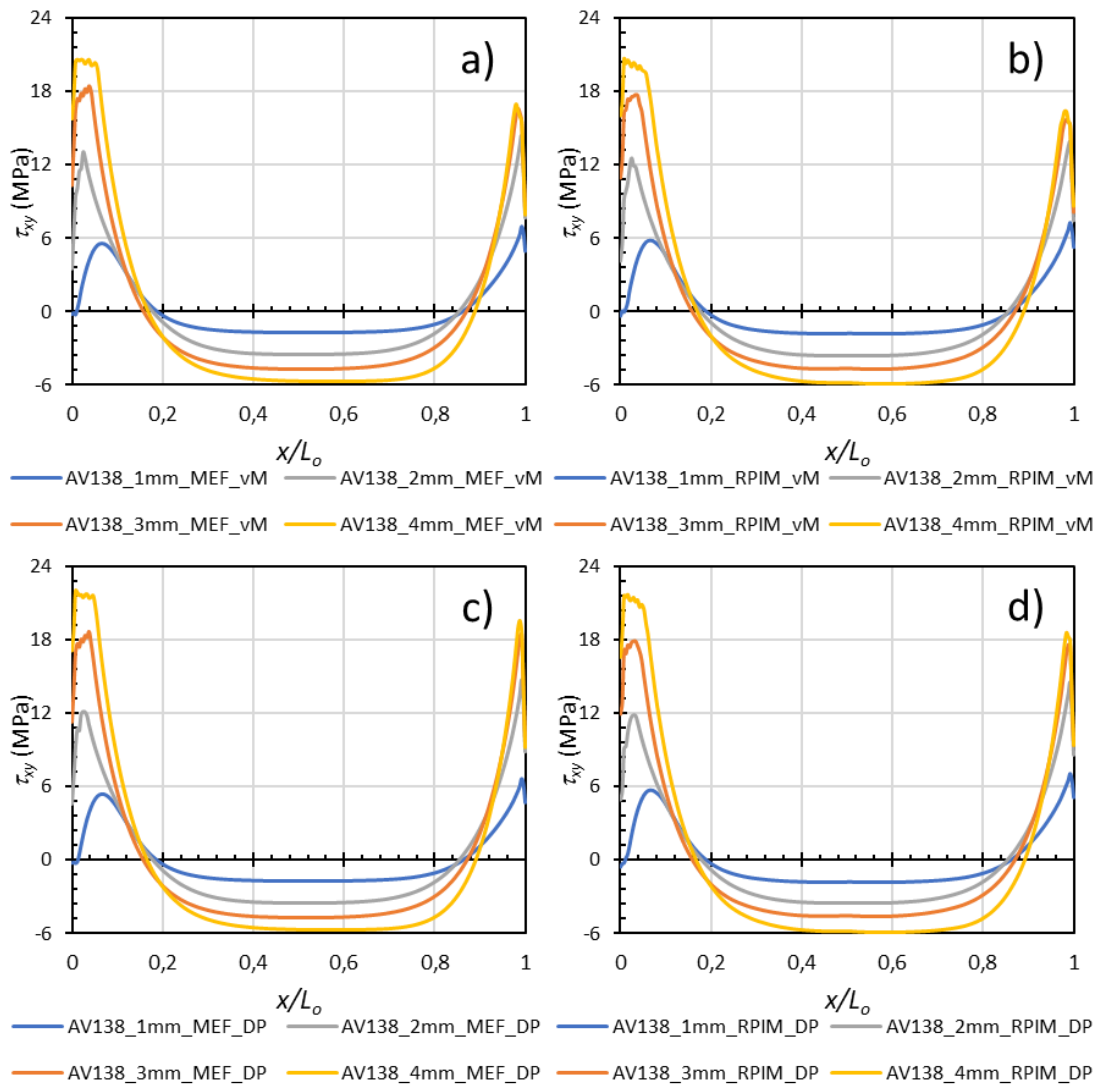


Figura 53 - Tensão de corte do adesivo Araldite®AV138 para as diferentes combinações: a) MEF+vM, b) RPIM+vM, c) MEF+DP, d) RPIM+DP.

De igual maneira para o adesivo Araldite®2015 (Figura 54), os maiores valores de tensão de corte instalam-se nas extremidades das juntas adesivas. Para as juntas com uma  $t_{p2}=1$  e 2 mm, a extremidade livre apresenta uma tensão mais elevada, enquanto para as juntas com uma  $t_{p2}=3$  e 4 mm isso acontece na extremidade próxima do raio de curvatura. Os diferentes valores da  $t_{p2}$ , permitem mostrar que para o adesivo Araldite®2015, a tendência de aumento das tensões aplicadas numa junta adesiva com o aumento da  $t_{p2}$  só não se verifica na extremidade livre para a junta com uma  $t_{p2}=4$  mm. Entre as diferentes combinações (método-critério de cedência) estudadas na Figura 54, é visível que as curvas de tensão com o MEF (Figura 54 a, e c) são menos suaves do que as que utilizaram o método RPIM (Figura 54 b, e d) devido ao facto de a malha utilizada

não ser fina o suficiente. Em relação aos valores de tensão, é observável que as curvas que utilizaram o critério de vM (Figura 54 a, e b) possuem valores mais baixos do que quando utilizado o critério de DPE (Figura 54 c, e d). Este aumento da tensão de corte por parte do critério de DPE também foi observado para o adesivo Araldite® AV138.

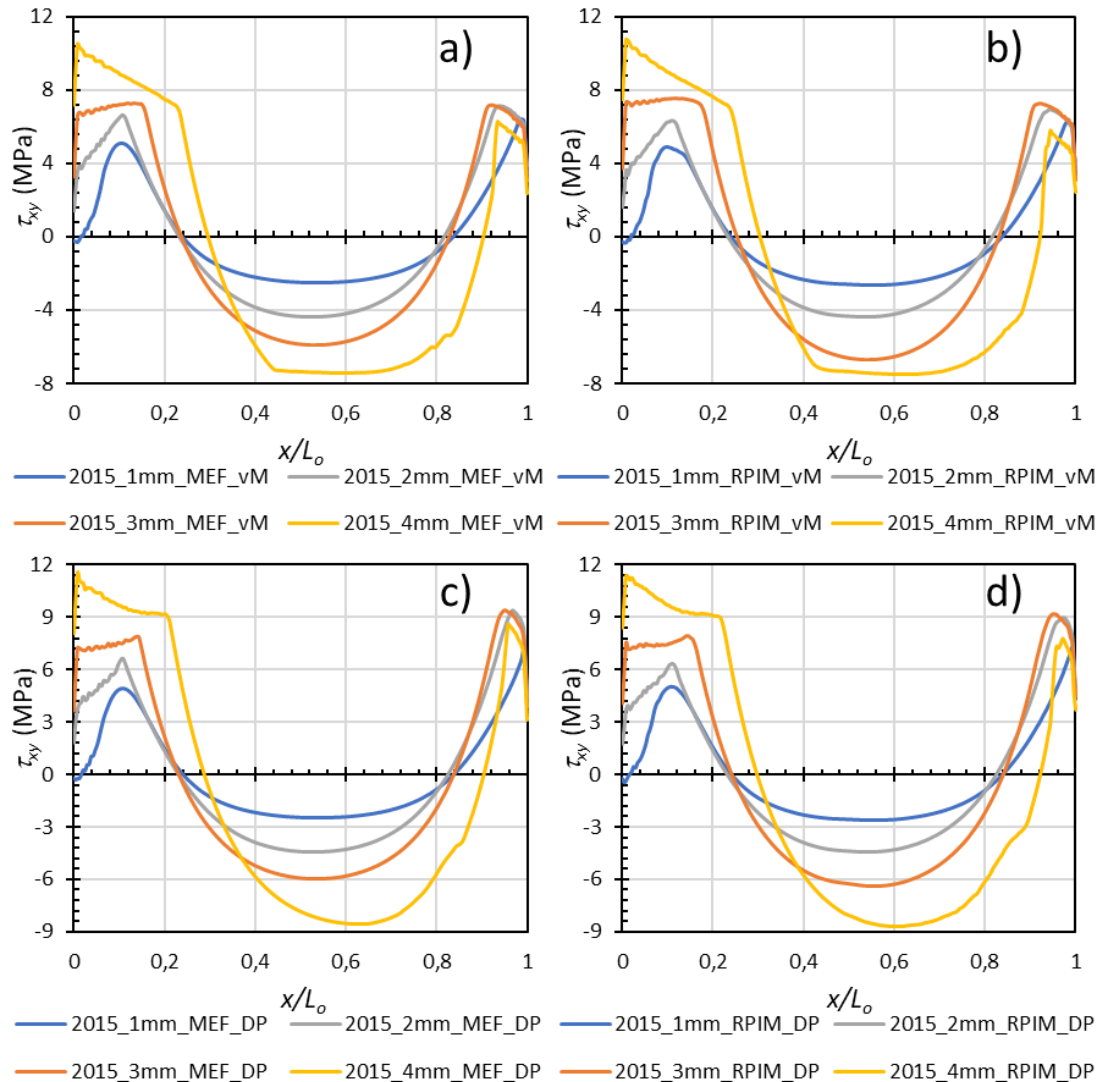


Figura 54 - Tensão de corte do adesivo Araldite®2015 para as diferentes combinações: a) MEF+vM, b) RPIM+vM, c) MEF+DP, d) RPIM+DP.

A tensão de corte das juntas adesivas com o adesivo SikaForce®7752 (Figura 55), mostra que os valores de tensão de corte ao longo do comprimento de sobreposição são muito próximos entre si, havendo algumas diferenças registadas na extremidade livre. Nesta zona, para uma  $t_{p2}=1$  mm e  $t_{p2}=2$  mm, os valores de tensão são superiores aos registados na extremidade próxima do raio de curvatura, sendo que o contrário acontece para  $t_{p2}$  superiores a 2 mm. Nestas juntas, os maiores valores de tensão encontram-se na zona central da junta adesiva. Entre os diferentes métodos de análise utilizados, o MEF (Figura 55 a, e c), apresenta curvas de tensão menos suaves ao longo do  $L_o$ , enquanto isso não se sucede para o método RPIM (Figura 55 b, e d). Isto deve-se ao facto de a

malha utilizada no MEF não ser fina o suficiente. Nas juntas adesivas que utilizaram o critério de vM (Figura 55 a, e b) este apresenta tensões de corte menores do que quando utilizado o critério de DPE (Figura 55 c, e d).

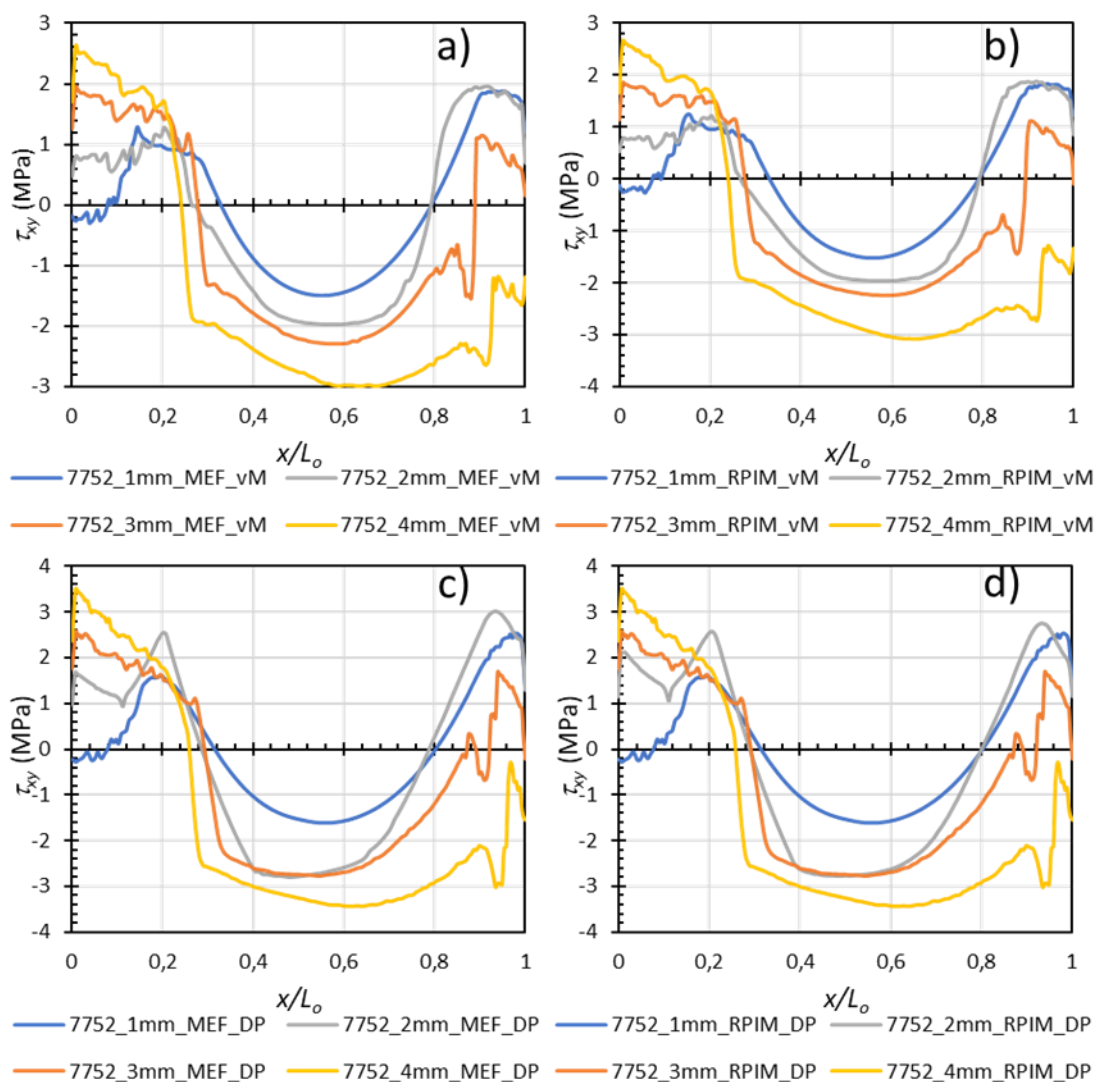


Figura 55 - Tensão de corte do adesivo SikaForce®7752 para as diferentes combinações: a) MEF+vM, b) RPIM+vM, c) MEF+DP, d) RPIM+DP.

A deformação de arrancamento para o adesivo Araldite®AV138 (Figura 56) apresenta uma forma de curva de deformação semelhante à obtida para a tensão de arrancamento, o que mostra a proporcionalidade que existe entre estas componentes. Como é visível para a tensão de arrancamento, é nas extremidades da junta adesiva que existe uma concentração de deformação. Nesta componente, também se verifica uma dependência do  $t_{p2}$  sendo que para a extremidade próxima do raio de curvatura, as maiores deformações são para as juntas com uma  $t_{p2}$  inferior a 3 mm enquanto para a extremidade livre isso acontece nas juntas com uma  $t_{p2}$  superior a 2 mm. A utilização do MEF (Figura 56 a, e c) ou do método RPIM (Figura 56 b, e d) mostra que quando associado a qualquer critério de cedência não existem grandes diferenças nas curvas

apresentadas. Contudo, o critério de vM (Figura 56 a, e b) consegue produzir uma descrição de deformação mais baixa na extremidade próxima do raio de curvatura do que quando utilizado o critério de DPE (Figura 56 c, e d) e para a extremidade livre o contrario se sucede.

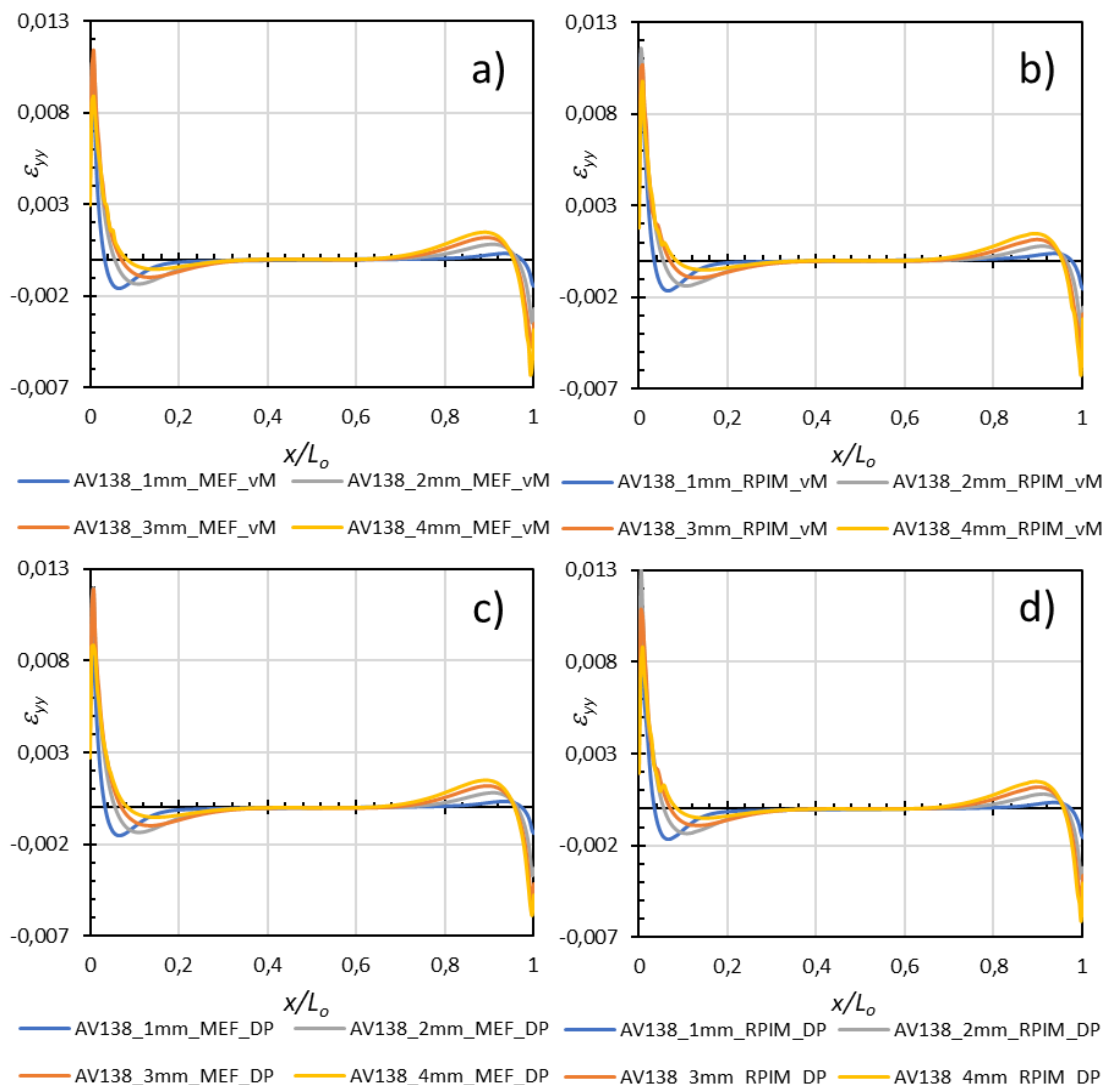


Figura 56 – Deformação de arrancamento do adesivo Araldite® AV138 para as diferentes combinações: a) MEF+vM, b) RPIM+vM, c) MEF+DP, d) RPIM+DP.

As curvas de deformação de arrancamento para o adesivo Araldite® 2015 (Figura 57) apresentam uma forma semelhante às curvas do adesivo Araldite® AV138, apesar da menor magnitude de valores para o adesivo Araldite® 2015. As curvas de deformação de arrancamento, apresentam nas duas extremidades da junta adesiva uma concentração de deformação. Na deformação de arrancamento, só se verifica uma relação de dependência com a  $t_{p2}$  para a extremidade próxima do raio de curvatura pois na extremidade livre as deformações para  $t_{p2}=4$  mm são inferiores às registadas para  $t_{p2}=3$  mm, o que coincide com o comportamento das tensões anteriormente verificadas para estas juntas adesivas. As curvas obtidas pelo MEF (Figura 57 a, e c) ou pelo método RPIM

(Figura 57 b, e d) mostram que quando associado a qualquer critério de cedência não existem grandes diferenças nas curvas apresentadas. Contudo, as curvas obtidas com o critério de vM (Figura 57 a, e b) possuem uma deformação mais baixa na extremidade próxima do raio de curvatura do que quando usado o critério de DPE (Figura 57 c, e d), enquanto para a extremidade livre o contrario acontece.

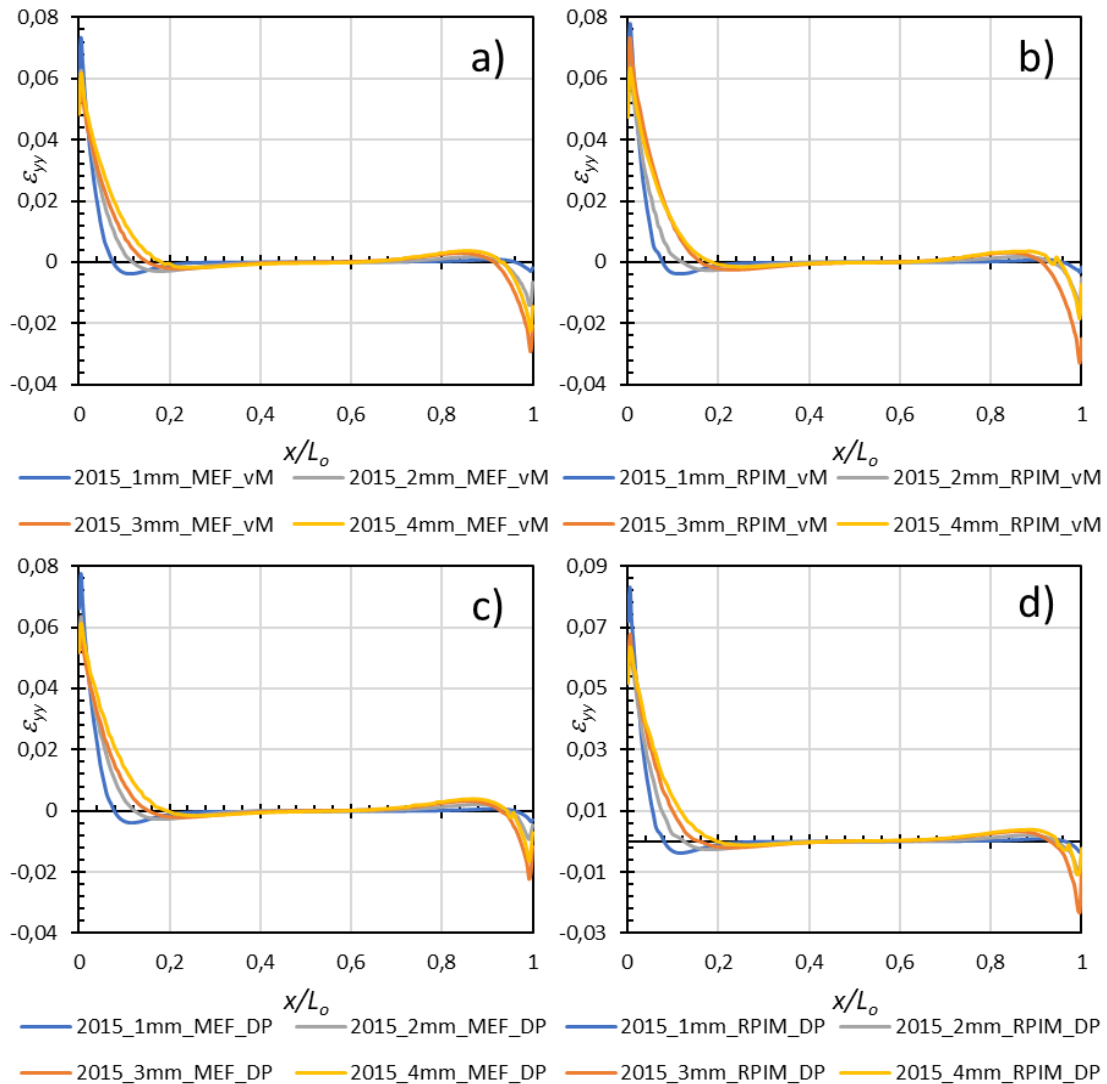


Figura 57 – Deformação de arrancamento do adesivo Araldite®2015 para as diferentes combinações: a) MEF+vM, b) RPIM+vM, c) MEF+DP, d) RPIM+DP.

As curvas de deformação de arrancamento do adesivo SikaForce®7752 (Figura 58) apresentam para uma  $t_{p2}$  inferior a 4 mm um pico de deformação bem definido para a extremidade próxima do raio de curvatura. Na extremidade livre, a deformação para  $t_{p2}=1$  mm segue a tendência da zona central, estando bastante próxima de zero. Para  $t_{p2}=2$  e 3 mm as deformações formam um pequeno pico nessa extremidade enquanto para  $t_{p2}=4$  mm não. Para  $t_{p2}=4$  mm, existe sim uma zona uniforme de deformação. A relação de dependência com a  $t_{p2}$ , não se verifica tal como acontece para as tensões de arrancamento. Contudo para a combinação entre o método RPIM e o critério de DPE

para a extremidade próxima do raio de curvatura é visível uma diminuição da deformação com o aumento do  $t_{p2}$ . As curvas obtidas pelo MEF (Figura 58 a, e c) em relação às curvas com o método RPIM (Figura 58 b, e d) são menos suaves pelas razões já referidas, e uma possível aproximação das curvas obtidas pelo MEF às curvas do RPIM, exigiria um elevado tempo computacional que não mudaria os resultados obtidos. Em relação mostram ao critério de cedência, as curvas obtidas com o critério de DPE possuem em geral deformações menores.

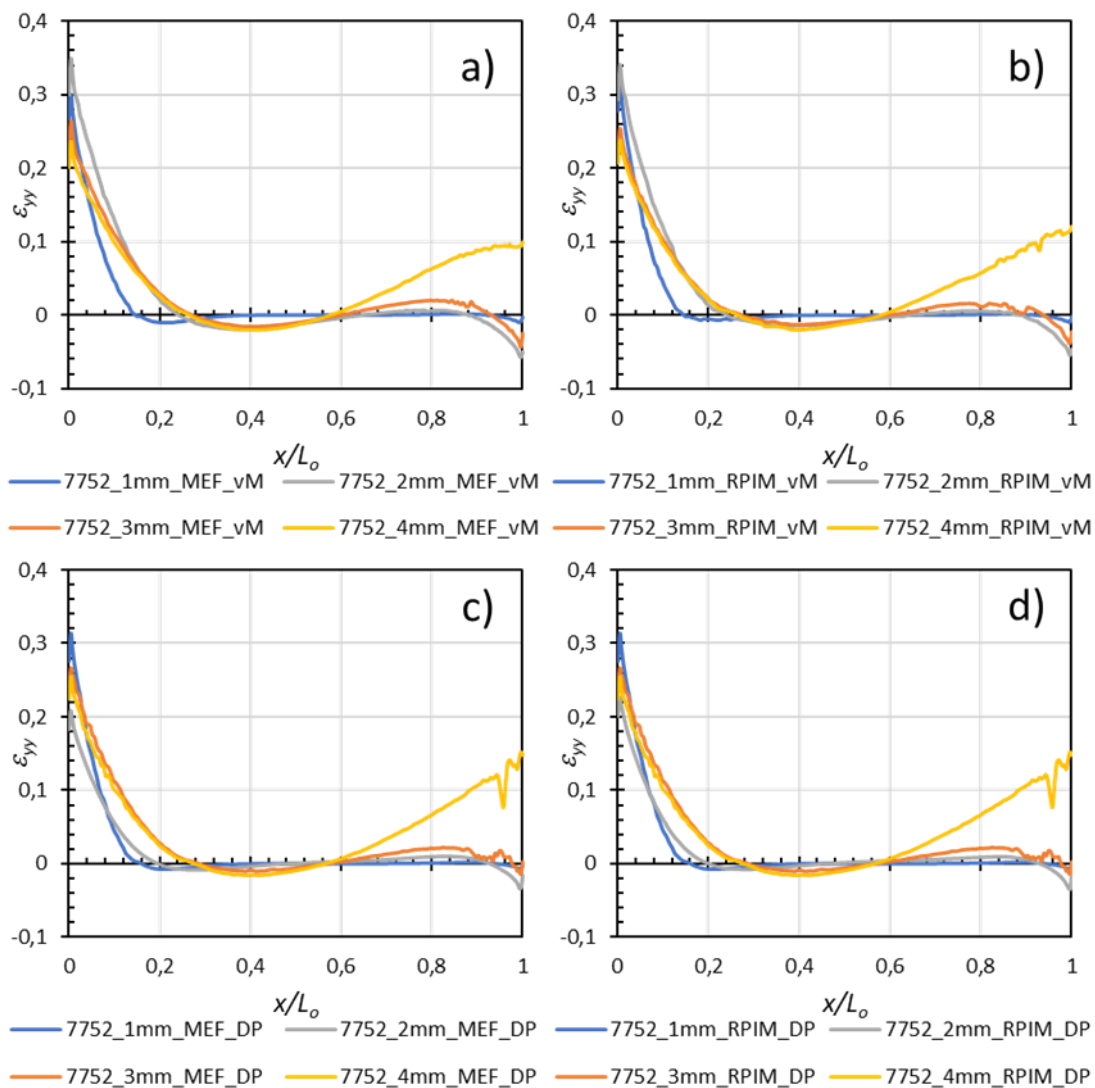


Figura 58 - Deformação de arrancamento do adesivo SikaForce®7752 para as diferentes combinações: a) MEF+vM, b) RPIM+vM, c) MEF+DP, d) RPIM+DP.

As curvas de deformação de corte ao longo da camada adesiva para o adesivo Araldite®AV138 (Figura 59), mostram que a deformação é mais pronunciada nas extremidades da junta adesiva. Para os diferentes  $t_{p2}$  é para a extremidade próxima do raio de curvatura que se registam os valores mais elevados de deformação sendo que a diferença entre as duas extremidades aumenta ligeiramente à medida que é aumentado o valor da  $t_{p2}$ . Este fenómeno contraria o que foi observado para as juntas com uma  $t_{p2}$

inferior a 3 mm, o que indica que estas juntas possuem uma menor rigidez na extremidade livre. Entre as diferentes combinações, o método MEF (Figura 59 a, e c) têm curvas de deformação menos suaves do que em relação às curvas obtidas com o método RPIM (Figura 59 b, e d). O valor de deformação alcançado pelas juntas adesivas que utilizaram o critério de vM (Figura 59 a, e b) só apresenta diferenças para as juntas adesivas que usaram o DPE (Figura 59 c, e d) para o pico da extremidade próxima do raio de curvatura, visto que existe uma diminuição do valor.

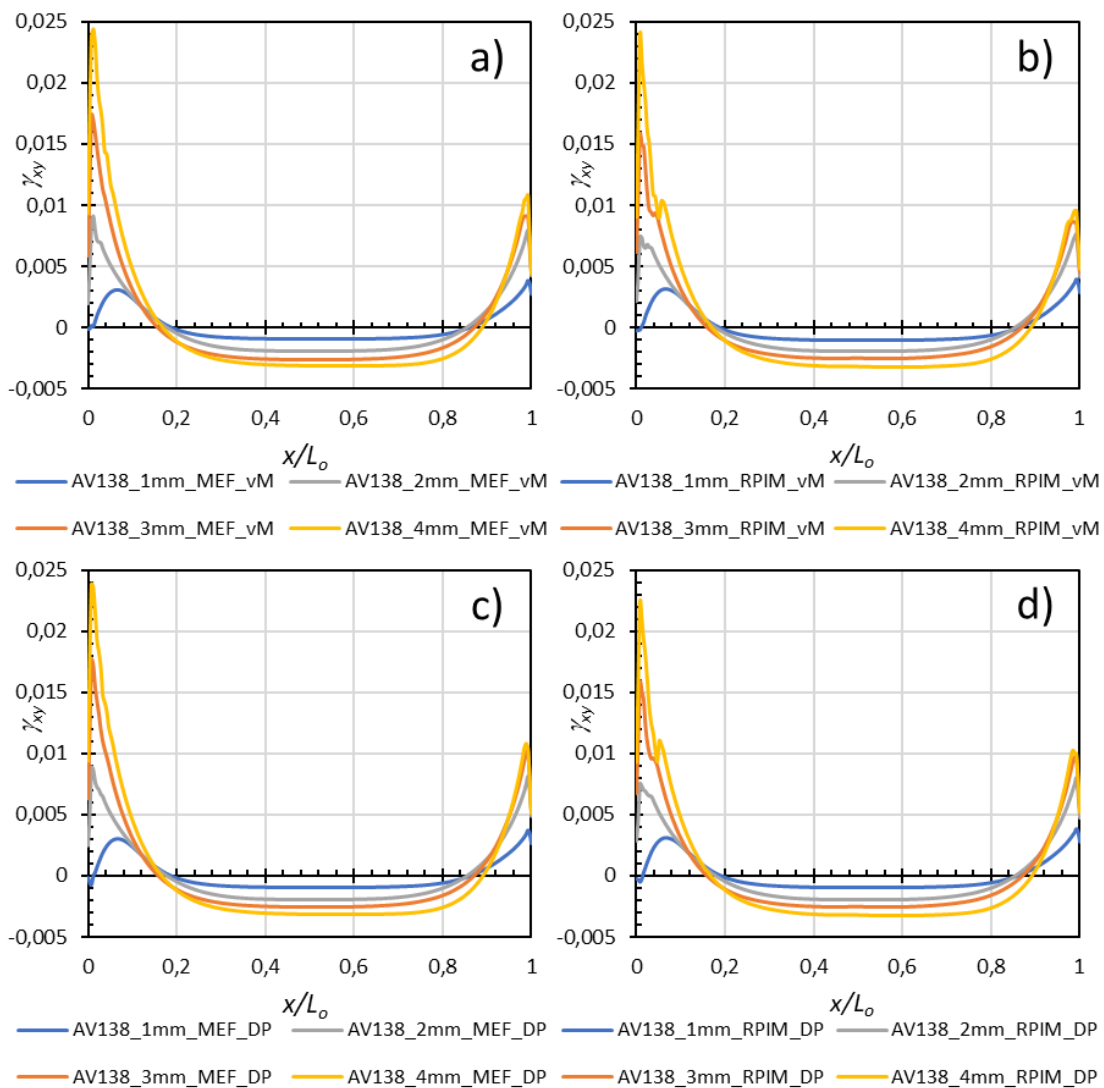


Figura 59 - Deformação de corte do adesivo Araldite® AV138 para as diferentes combinações: a) MEF+vM, b) RPIM+vM, c) MEF+DP, d) RPIM+DP.

As curvas de deformação de corte ao longo da camada adesiva para o adesivo Araldite® 2015 (Figura 60), mostram que os valores de deformação mais elevados se instalam nas extremidades da junta adesiva. Para  $t_{p2}=1$  mm, a diferença entre as duas extremidades é bastante baixa. Contudo para  $t_{p2}$  superiores a 1 mm, a deformação entre os dois extremos é cada vez maior devido ao aumento da deformação na extremidade próxima do raio de curvatura. Em relação à extremidade livre, não existe uma relação

de crescimento da deformação com o aumento da  $t_{p2}$ , pois esse aumento não acontece para  $t_{p2}=4$  mm. Este comportamento é semelhante ao observado para a tensão de corte. Entre as diferentes combinações, o método MEF (Figura 60 a, e c) têm uma definição muito próxima das curvas de deformação em obtidas pelo método RPIM (Figura 60 b, e d). O valor de deformação alcançado pelas juntas adesivas que utilizaram o critério de vM (Figura 60 a, e b) só é ligeiramente inferior para a extremidade próxima do raio de curvatura, enquanto há um abaixamento da deformação nas restantes zonas das juntas adesivas que usaram o DPE (Figura 60 c, e d).

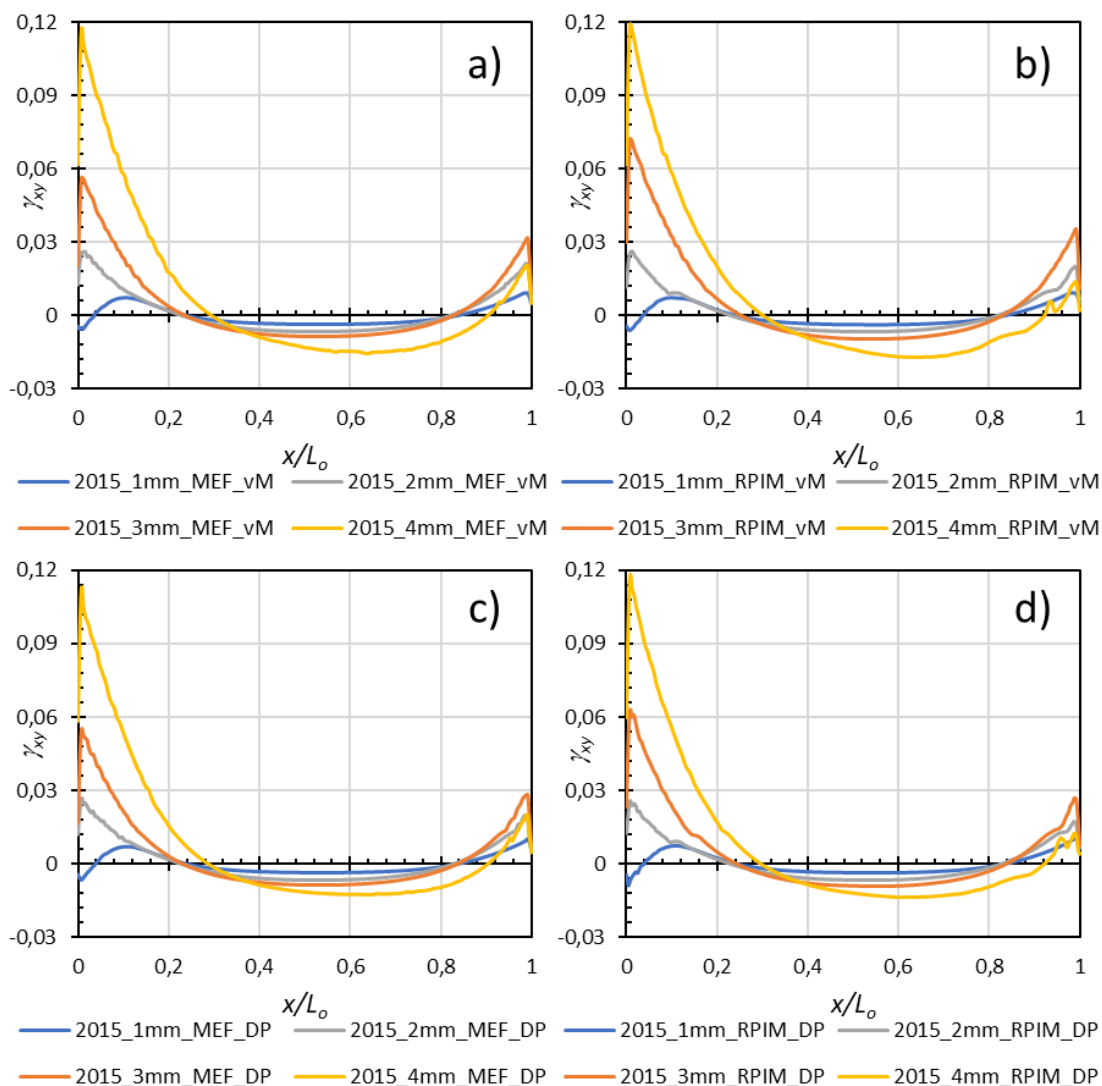


Figura 60 - Deformação de corte do adesivo Araldite<sup>®</sup>2015 para as diferentes combinações: a) MEF+vM, b) RPIM+vM, c) MEF+DP, d) RPIM+DP.

A deformação de corte nas juntas adesivas com o adesivo SikaForce<sup>®</sup>7752 (Figura 61), apresentam valores de deformação mais elevados na extremidade próxima do raio de curvatura. A deformação registada para  $t_{p2}=1$  mm, é bastante próxima de zero ao longo da camada adesiva. Para as restantes juntas adesivas, o valor da deformação registado na extremidade próxima do raio de curvatura é superior à medida que aumenta o valor

da  $t_{p2}$ . Para a extremidade livre, a junta adesiva com uma  $t_{p2}=2$  mm não tende a replicar o comportamento observado na tensão de corte ao contrário das outras juntas. A utilização de diferentes métodos de análise mostra que o MEF (Figura 61 a, e c), apresenta uma definição muito próxima às curvas de deformação obtidas com o método RPIM (Figura 61 b, e d). As juntas adesivas que utilizaram o critério de vM (Figura 61 a, e b) apresentam deformações de corte menores do que quando utilizado o critério de DPE (Figura 61 c, e d).

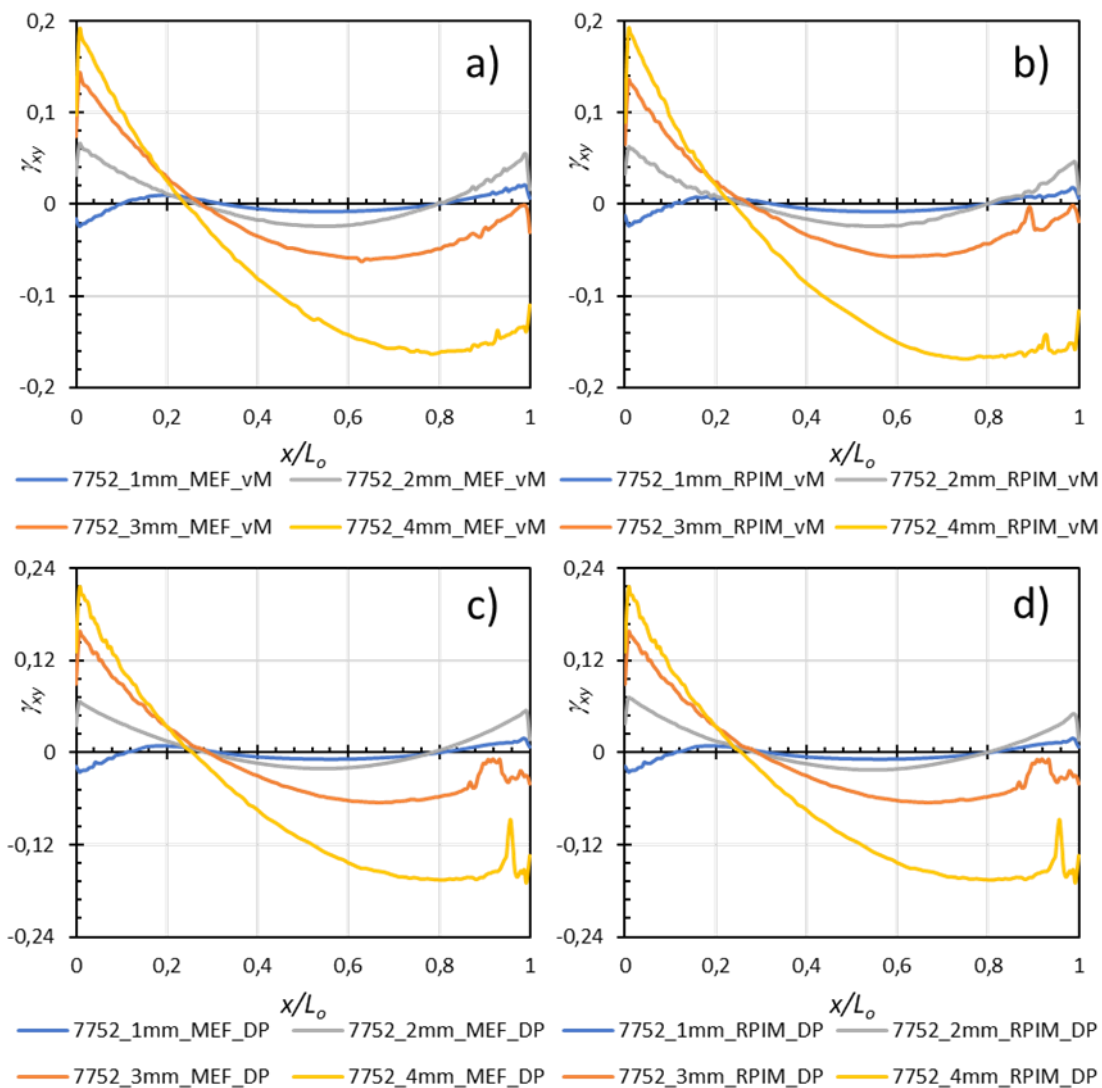


Figura 61 - Deformação de corte do adesivo SikaForce®7752 para as diferentes combinações: a) MEF+vM, b) RPIM+vM, c) MEF+DP, d) RPIM+DP.

### 3.3.2.1 von Mises vs. Drucker-Prager exponencial

O critério de cedência de DPE permite obter melhores resultados do que o critério de vM pois têm em consideração as tensões hidrostáticas, por isso é esperada uma melhor caracterização do comportamento de adesivos dúcteis. No caso do adesivo Araldite® AV138, o critério de DPE apresenta tensões e deformações de arrancamento

mais baixas para a extremidade próxima do raio de curvatura, enquanto na outra extremidade os valores são superiores ao critério de vM, o que mostra que o uso deste critério para adesivos frágeis não gera benefícios, o que coincide com o estudo de Özer e Öz [146] relativamente a JSS com o adesivo Araldite®AV138. Na tensão e deformação de corte, os resultados com o critério de DPE são superiores aos obtidos com o critério de vM. Para os restantes adesivos, os comportamentos são muito similares entre si, visto que as tensões e as deformações de arrancamento conseguidas com o critério de DPE sofrem um aumento do valor em relação ao critério de vM. Para a tensão e a deformação de corte o comportamento observado que se observou com o adesivo Araldite®AV138 é mantido, havendo um aumento do valor destas duas componentes. Em relação às curvas de tensão e deformação, o critério de DPE apresenta curvas mais bem definidas do que quando utilizado o critério de vM. As curvas  $P$ - $\delta$  com o critério DPE tendem a ser superiores às curvas com o critério de vM.

### 3.3.3 Deformação plástica efetiva

A deformação total ( $\varepsilon_T$ ) possui na sua constituição uma componente elástica limitada pela deformação elástica ( $\varepsilon_e$ ) e que define a transição entre o regime elástico e o regime plástico. Esta componente de deformação é calculada com recurso à lei de Hooke onde só é necessário ter conhecimento do módulo de elasticidade e da tensão que está aplicada na camada adesiva. A subtração entre a  $\varepsilon_T$  e a  $\varepsilon_e$  resulta na deformação plástica ( $\varepsilon_p$ ). Esta quantifica a deformação permanente que reside num material sempre que é ultrapassada a tensão de cedência. Em materiais dúcteis, como os metais e alguns adesivos, a recuperação do material após a passagem deste limite dá-se através de uma reta com a mesma inclinação do módulo de elasticidade. A deformação plástica efetiva ( $\varepsilon_{ep}$ ), pode ser usada para analisar o comportamento das juntas adesivas como foi proposto por Özer e Öz [146]. A  $\varepsilon_{ep}$  é calculada através da equação (59) no qual são necessárias as deformações plásticas em diversas direções.

$$\varepsilon_{ep} = \frac{2}{3} \sqrt{\frac{3(\varepsilon_{Pxx}^2 + \varepsilon_{Pyy}^2 + \varepsilon_{Pzz}^2)}{2} + \frac{3(\gamma_{Pxy}^2 + \gamma_{Pyz}^2 + \gamma_{Pzx}^2)}{4}}. \quad (59)$$

A deformação plástica efetiva para o adesivo Araldite®AV138 (Figura 62) mostra que a plastificação do adesivo está concentrada na extremidade próxima do raio de curvatura. Para valores de  $t_{p2}$ =3 e 4 mm em algumas combinações entre o método de análise e o critério de cedência ainda surge um pequeno pico de na extremidade livre. Os valores mais altos registados de deformação plástica encontram-se para as juntas adesivas com maiores valores de  $t_{p2}$ , portanto é para estas juntas que a plastificação do adesivo é mais evidente. A utilização do MEF (Figura 62 a, e c), apresentam valores de deformação superiores do que quando utilizado o método RPIM (Figura 62 b, e d). Analisando os diferentes critérios de cedência, é visível que no caso do critério de vM (Figura 62 a, e b) o pico de deformação na extremidade próxima do raio de curvatura é mais

pronunciado, enquanto com o critério de DPE (Figura 62 c, e d) este é menor. Este facto observado no critério de DPE é similar ao presente no trabalho de Sánchez-Arce et al. [107], no qual também é utilizado um método sem malha associado ao critério DPE.

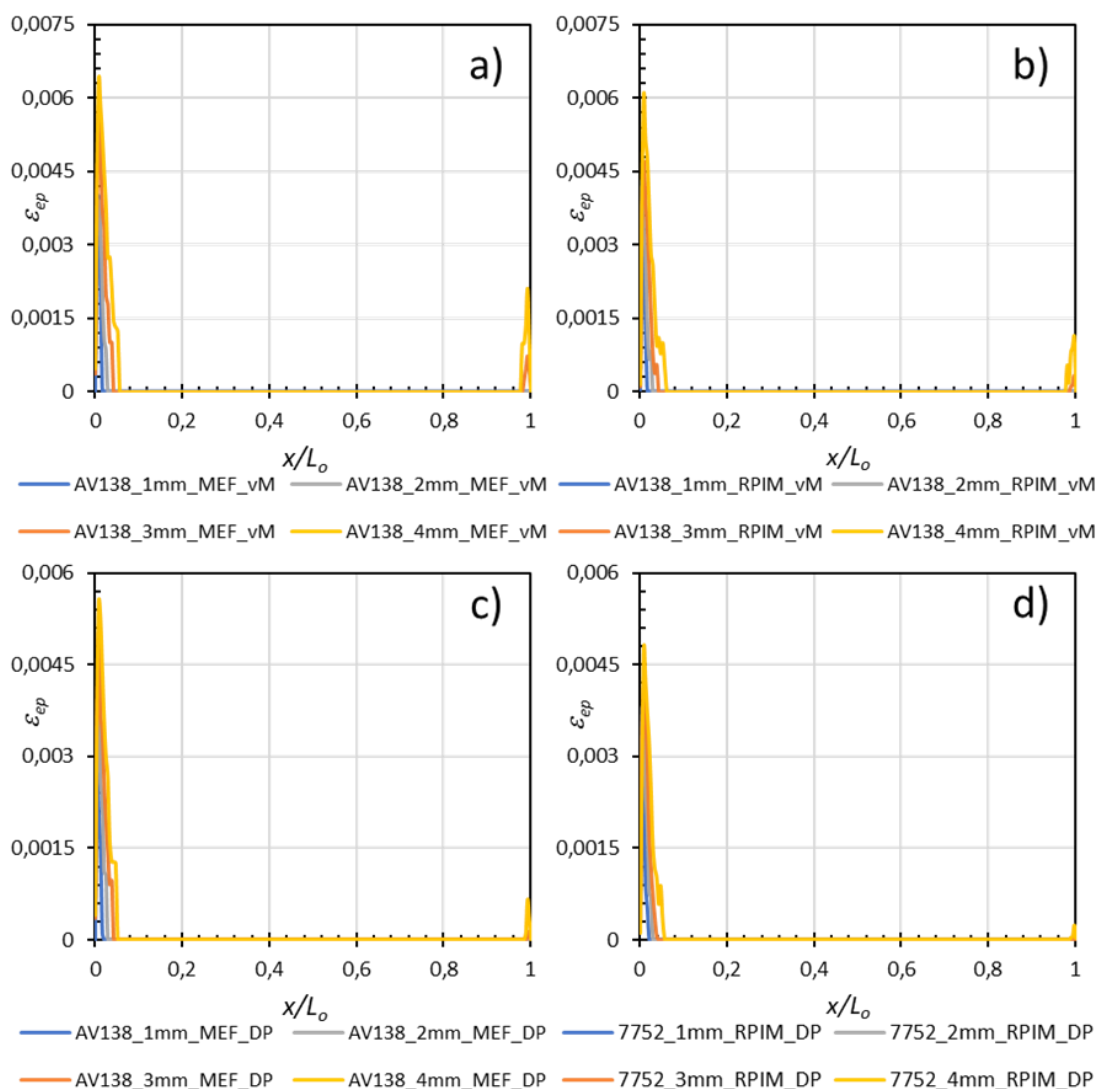


Figura 62 – Deformação plástica efetiva do adesivo Araldite® AV138 para as diferentes combinações: a) MEF+vM, b) RPIM+vM, c) MEF+DP, d) RPIM+DP.

A deformação plástica efetiva para o adesivo Araldite® 2015 (Figura 63) encontra-se concentrada nas duas extremidades para uma  $t_{p2}$  superior a 1 mm, sendo a extremidade próxima do raio de curvatura a mais evidente. Em relação ao valor de deformação atingido em cada extremidade, não se pode afirmar que exista uma relação evidente do aumento da deformação com o aumento da  $t_{p2}$  pois para as diferentes combinações (método-critério) não existe uma coincidência de factos. Mesmo assim, para a extremidade próxima do raio de curvatura, a deformação é superior nas juntas com uma  $t_{p2}=4$  mm, enquanto na extremidade livre o valor de deformação é mais elevado para as juntas com maiores  $t_{p2}$ . O uso do MEF (Figura 62 a, e c), permite obter uma deformação aproximada à obtida com o método RPIM (Figura 63 b, e d). No caso do critério de vM

(Figura 63 a, e b) existe alguma plastificação na zona central da camada adesiva, enquanto este efeito é pouco perceptível no critério de DPE (Figura 62 c, e d) pois as deformações são menores.

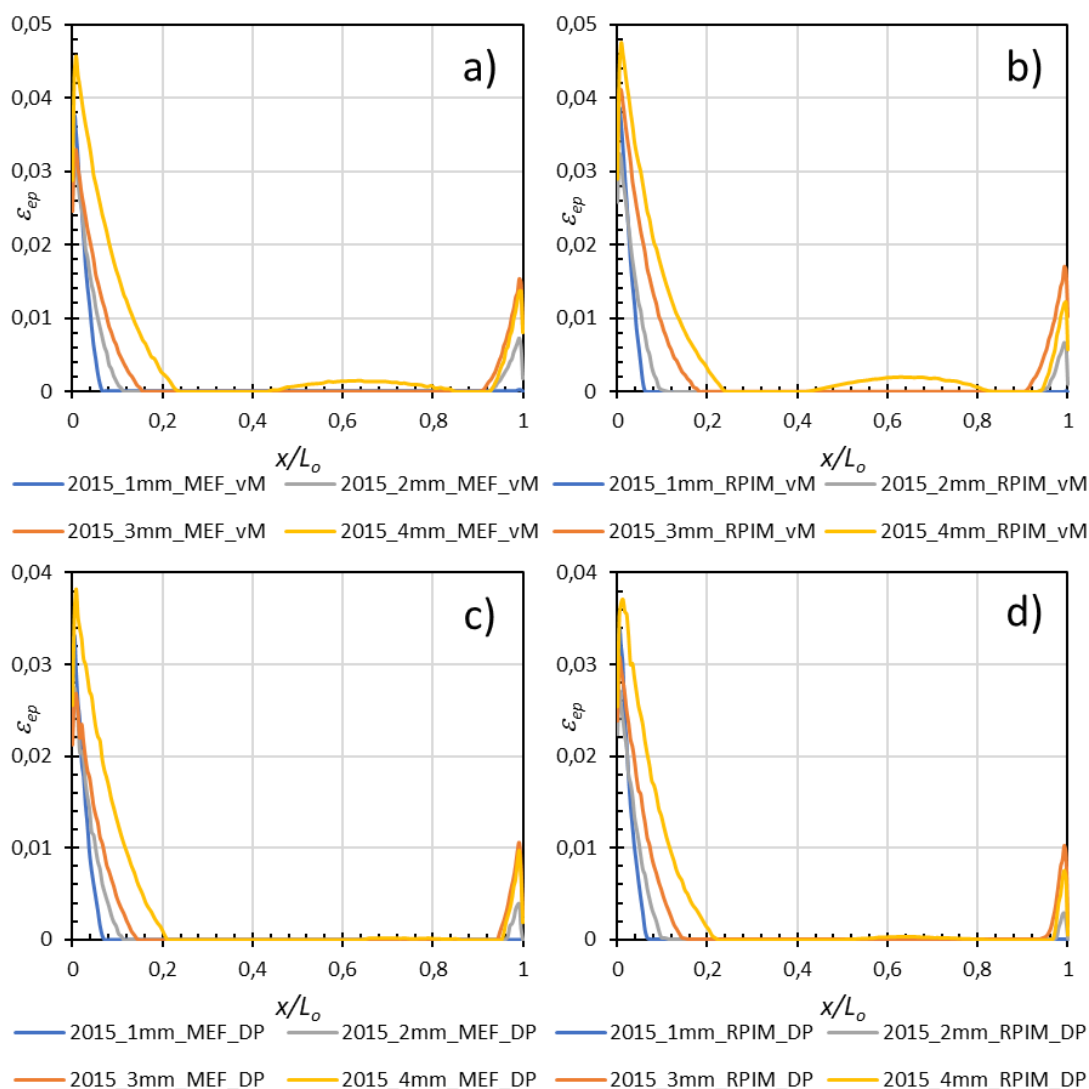


Figura 63 – Deformação plástica efetiva do adesivo Araldite®2015 para as diferentes combinações: a) MEF+vM, b) RPIM+vM, c) MEF+DP, d) RPIM+DP.

A deformação plástica efetiva para o adesivo SikaForce®7752 (Figura 64), mostra o que já se observava com as restantes deformações, em que a junta com uma  $t_{p2}=2$  mm apresenta uma deformação que não se enquadra na tendência dos outros  $t_{p2}$  estudados. Mesmo assim, é possível observar na extremidade próxima do raio de curvatura uma diminuição da deformação causado pelo aumento da  $t_{p2}$  e conseqüentemente da rigidez. O fenómeno relacionado com a  $t_{p2}=2$  mm é acentuado com o uso do critério de VM (Figura 64 a, e b). No caso do critério de DPE (Figura 64 c, e d) observa-se que o valor de deformação na extremidade próxima do raio de curvatura é mais elevado para as juntas adesivas com uma menor  $t_{p2}$ . Para a junta com uma  $t_{p2}=4$  mm, esta apresenta uma deformação plástica efetiva mais evidente do que as restantes juntas ao longo da

camada adesiva até  $x/L_0=0,9$ , altura em que volta a assumir um comportamento idêntico. É bastante perceptível que nas juntas adesivas com uma  $t_{p2}$  superior a 1 mm, que grande parte do adesivo já plastificou ao longo do  $L_0$ .

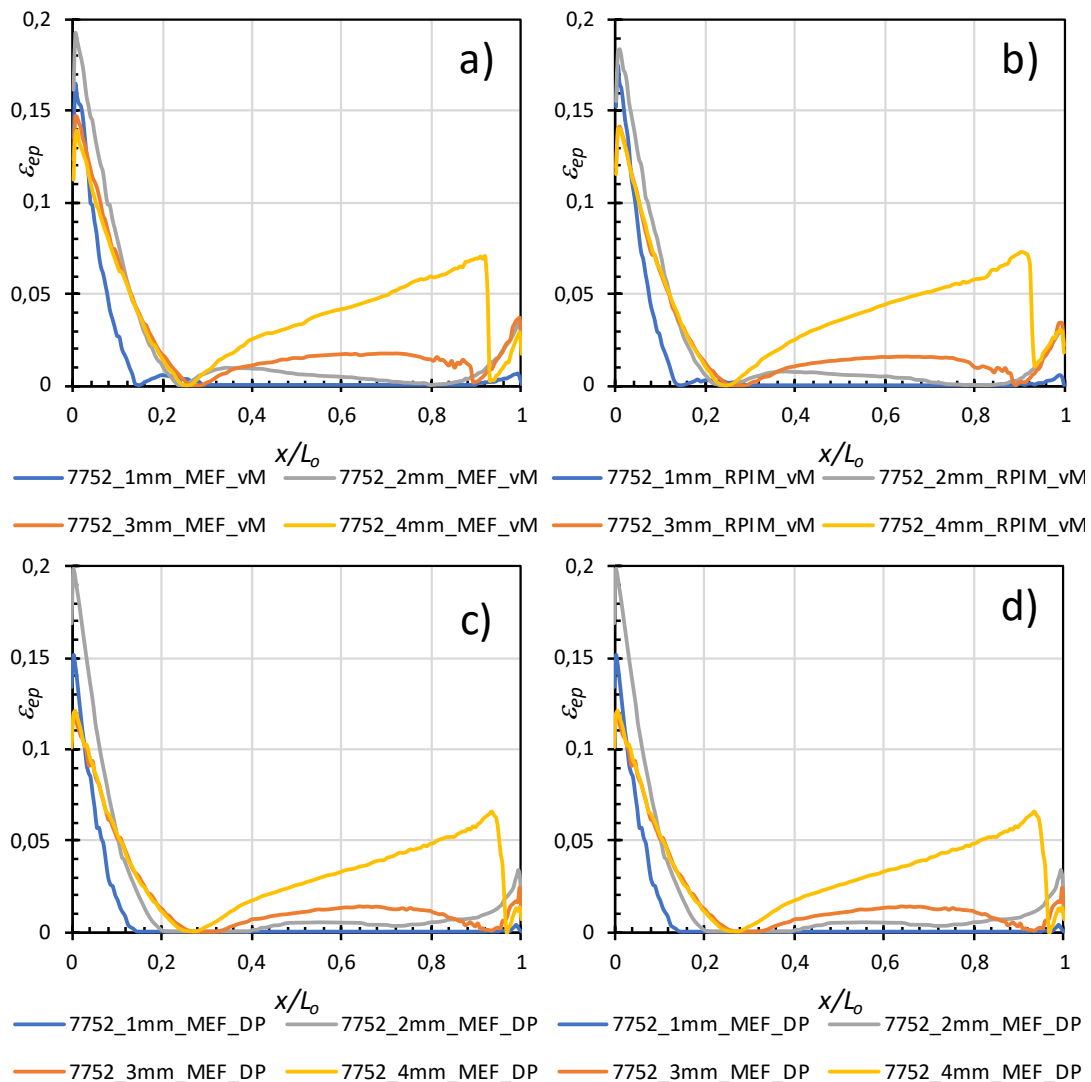


Figura 64 – Deformação plástica efetiva do adesivo SikaForce® 7752 para as diferentes combinações: a) MEF+vM, b) RPIM+vM, c) MEF+DP, d) RPIM+DP.

### 3.3.4 Previsão de resistência

Neste capítulo são agrupados os resultados referentes à  $P_{máx}$  das diferentes combinações efetuadas entre o tipo de adesivo, a espessura de aderente, o critério de cedência e o método de análise. Ainda é apresentado o erro de cada previsão em relação ao resultado experimental [146]. Os resultados da  $P_{máx}$  para as juntas adesivas com o adesivo Araldite® AV138 estão reunidos na Tabela 14 enquanto na Figura 65 é possível ver os diferentes valores de  $P_{máx}$  em função da  $t_{p2}$ .

Tabela 14 - Valores de  $P_{m\acute{a}x}$  obtidos para o adesivo Araldite®AV138.

<b><math>P_{m\acute{a}x}</math> experimental vs. <math>P_{m\acute{a}x}</math> numérico - Araldite®AV138 (N)</b>							
$t_{p2}$	EXP (min)	EXP (méd)	EXP (máx)	MEF vM	MEF DP	RPIM vM	RPIM DP
1	282,2	311,1	340,1	315,8	312,6	340,8	337,4
2	495,3	544,7	594,0	648,7	648,2	663,1	662,6
3	786,6	851,8	916,9	986,9	987,4	996,1	996,8
4	1487,2	1615,8	1744,5	1434,6	1436,4	1488,5	1490,4

<b>Erro em relação ao <math>P_{m\acute{a}x}</math> experimental - Araldite®AV138 (<math>t_{p2}=1,2,3,4</math> mm) (%)</b>											
MEF vM (N)			MEF DP (N)			RPIM vM (N)			RPIM DP (N)		
min	méd	máx	min	méd	máx	min	méd	máx	min	méd	máx
10,67	1,48	-7,70	9,73	0,46	-8,82	17,21	8,7	0,19	16,38	7,79	-0,8
23,64	16,04	8,43	23,58	15,97	8,36	25,3	17,86	10,42	25,24	17,80	10,35
20,29	13,69	7,09	20,33	13,74	7,14	21,03	14,49	7,96	21,08	14,55	8,02
-3,66	-12,63	-21,6	-3,53	12,49	-21,45	0,09	-8,56	-17,2	0,22	-8,42	-17,05

Para o adesivo Araldite®AV138, à exceção da espessura de aderente de 4 mm, as previsões de  $P_{m\acute{a}x}$  superaram os resultados experimentais em todas as combinações entre os diferentes métodos de análise e os critérios de cedência estudados. As diferentes combinações mostraram que a diferença entre o critério de vM e o critério de DPE não é significativa pois apresenta uma diferença máxima na previsão inferior a 1% [146]. Mesmo assim, é visível que para valores de  $t_{p2}$  até 2 mm, a previsão com o critério de DPE é inferior à da prevista com o critério de vM, e o contrário sucede-se para valores de  $t_{p2}$  superiores a 2 mm independentemente do método de análise utilizado. Entre os métodos de análise, as juntas adesivas simuladas com o método RPIM apresentam um valor superior na previsão da  $P_{m\acute{a}x}$ , o que nas juntas adesivas até uma  $t_{p2}=3$  mm, acaba por afastar a previsão do valor médio experimental. Contudo para prever a junta adesiva com  $t_{p2}=4$  mm, o método RPIM acaba por se aproximar mais do valor médio do que o MEF. Em relação a estes, as previsões feitas para  $t_{p2}=1$  mm são bastante precisas pois todas apresentam uma diferença inferior a 10%, sendo que a menor diferença de 0,46% é prevista pelo MEF associado ao critério de DPE. Relativamente, às juntas com um  $t_{p2}=2$  e 3 mm, as previsões apresentam sempre um

erro em relação ao valor médio de  $P_{m\acute{a}x}$  superior a 10%, sendo que os menores erros acontecem para estas juntas quando é utilizado o MEF. Para  $t_{p2}=4$  mm, todas as previsões ficaram abaixo do valor médio experimental, com as menores diferenças a serem obtidas com o método RPIM. Mesmo assim as juntas adesivas simuladas com método RPIM e as simuladas com o MEF conseguem inserir-se nos limites inferiores da  $P_{m\acute{a}x}$  experimental.

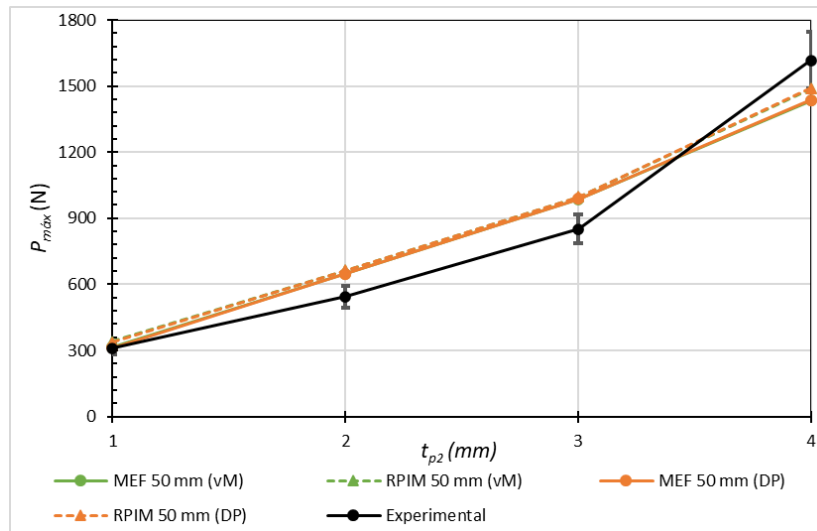


Figura 65 -  $P_{m\acute{a}x}$  experimental vs.  $P_{m\acute{a}x}$  numérico para os diferentes  $t_{p2}$  do adesivo Araldite® AV138.

Os resultados obtidos para o adesivo Araldite®2015 estão reunidos na Tabela 15 enquanto na Figura 66 estão presentes os valores de  $P_{m\acute{a}x}$  obtidos numericamente em função da  $t_{p2}$  e os respetivos resultados experimentais. Neste caso, as previsões de  $P_{m\acute{a}x}$  em todos os casos estudados ficaram abaixo dos resultados experimentais, mas sempre bastante próximos ou mesmo dentro dos limites experimentais.

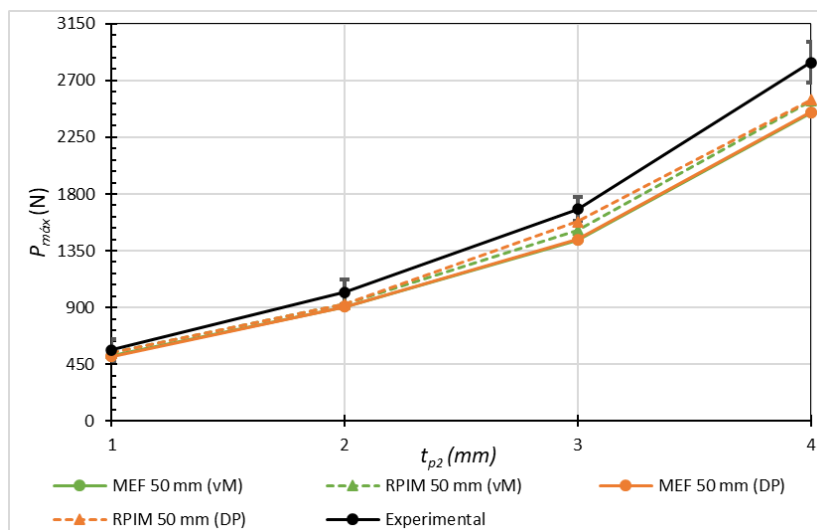


Figura 66 -  $P_{m\acute{a}x}$  experimental vs.  $P_{m\acute{a}x}$  numérico para os diferentes  $t_{p2}$  do adesivo Araldite®2015.

Tabela 15 - Valores de  $P_{m\acute{a}x}$  obtidos para o adesivo Araldite®2015.

<b><math>P_{m\acute{a}x}</math> experimental vs. <math>P_{m\acute{a}x}</math> numérico - Araldite®2015 (N)</b>							
$t_{p2}$	EXP (min)	EXP (méd)	EXP (máx)	MEF vM	MEF DP	RPIM vM	RPIM DP
1	476,9	564,1	651,3	515,5	513,0	541,7	539,5
2	921,8	1022,1	1122,4	905,4	906,1	926,8	927,5
3	1584,7	1679,9	1775,2	1436,8	1440,0	1514,2	1579,4
4	2680,6	2841,4	3002,2	2442,9	2447,6	2539,7	2546,6

<b>Erro em relação ao <math>P_{m\acute{a}x}</math> experimental - Araldite®2015 (<math>t_{p2}=1,2,3,4</math> mm) (%)</b>											
MEF vM (N)			MEF DP (N)			RPIM vM (N)			RPIM DP (N)		
min	méd	máx	min	méd	máx	min	méd	máx	min	méd	máx
7,48	-9,43	-26,35	7,05	-9,95	-26,94	11,96	-4,14	-20,23	11,6	-4,57	-20,73
-1,82	-12,89	-23,97	-1,74	-12,81	-23,87	0,53	-10,29	-21,11	0,61	-10,20	-21,01
-10,29	-16,92	-23,55	-10,05	-16,66	-23,27	-4,65	-10,94	-17,23	-0,34	-6,37	-12,4
-9,73	-16,31	-16,31	-9,52	-16,09	-22,66	-5,55	-11,88	-18,21	-5,29	-11,60	-17,91

O estudo efetuado entre os diferentes critérios de cedência, mostrou que a diferença entre o critério de DPE e o vM é bastante diminuta tal como registado no caso do adesivo Araldite®AV138. Contudo, como neste caso as  $P_{m\acute{a}x}$  numéricas são todas inferiores aos resultados experimentais, a utilização do critério de DPE permite uma maior aproximação ao resultado experimental visto que com este critério para  $t_{p2}$  superiores a 1 mm têm-se sempre uma maior  $P_{m\acute{a}x}$ . É na previsão da  $P_{m\acute{a}x}$  para as respetivas combinações com o MEF que se encontram os maiores erros de previsão para cada  $t_{p2}$ . Em geral, pode-se assumir que as previsões efetuadas com a combinação entre o método RPIM e o critério de DPE são as melhores, visto que até  $t_{p2}=3$  mm, estão presentes previsões iguais ou inferiores a 10%, sendo que para  $t_{p2}=4$  mm regista-se uma diferença de 11,6%. Estas baixas diferenças entre a previsão e o valor médio experimental, ajuda a que haja uma interseção do valor da  $P_{m\acute{a}x}$  nos limites inferiores dos resultados experimentais.

No caso do adesivo Sikaforce®7752 as previsões da  $P_{m\acute{a}x}$  encontram-se na Tabela 16 e na Figura 67 encontra-se a  $P_{m\acute{a}x}$  em função da  $t_{p2}$ .

Tabela 16 - Valores de  $P_{m\acute{a}x}$  obtidos para o adesivo SikaForce®7752.

<b><math>P_{m\acute{a}x}</math> experimental vs. <math>P_{m\acute{a}x}</math> numérico - SikaForce®7752 (N)</b>							
$t_{p2}$	EXP (min)	EXP (méd)	EXP (máx)	MEF vM	MEF DP	RPIM vM	RPIM DP
1	1031,4	1105,6	1179,9	591,9	592,1	617,1	618,5
2	2266,9	2331,2	2395,5	1446,2	1388,6	1427,4	1461,8
3	3286,9	3617,0	3947,0	2045,5	2042,5	1995,3	2121,7
4	4689,8	5070,8	5451,8	3198,1	3399,5	3276,7	3373,7

<b>Erro em relação ao <math>P_{m\acute{a}x}</math> experimental - SikaForce®7752 (<math>t_{p2}=1,2,3,4</math> mm) (%)</b>											
MEF vM (N)			MEF DP (N)			RPIM vM (N)			RPIM DP (N)		
min	méd	máx	min	méd	máx	min	méd	máx	min	méd	máx
-74,25	-86,80	-99,34	-74,19	-86,74	-99,29	-67,13	-79,17	-91,21	-66,76	-78,76	-90,78
-56,75	-61,19	-61,19	-63,26	-67,89	-72,52	-58,82	-63,32	-67,82	-55,08	-59,47	-63,87
-60,67	-76,81	-92,94	-60,93	-77,09	-93,25	-64,73	-81,27	-97,82	-54,92	-70,47	-86,03
-46,64	-58,55	-70,47	-37,95	-49,16	-60,37	-43,12	-54,75	-66,38	-39,00	-50,30	-61,59

Tal como observado com o adesivo Araldite®2015, para o adesivo SikaForce®7752 as previsões de  $P_{m\acute{a}x}$  ficaram abaixo dos resultados experimentais em todos os casos estudados (Tabela 16 e Figura 67). As juntas adesivas foram simuladas com ambos os critérios de cedência, sendo que o critério de DPE se destacou nas previsões de  $P_{m\acute{a}x}$ . Em relação aos métodos de análise, o RPIM associado com o critério de DPE conseguiu produzir os resultados mais próximos dos resultados experimentais apesar de uma grande diferença registada em todos os casos. Nas previsões efetuadas com esta combinação, foi registado um erro máximo em relação ao valor médio de 78,76% para uma  $t_{p2}=1$  mm e um erro mínimo de 50,3% para a junta com uma  $t_{p2}=4$  mm.

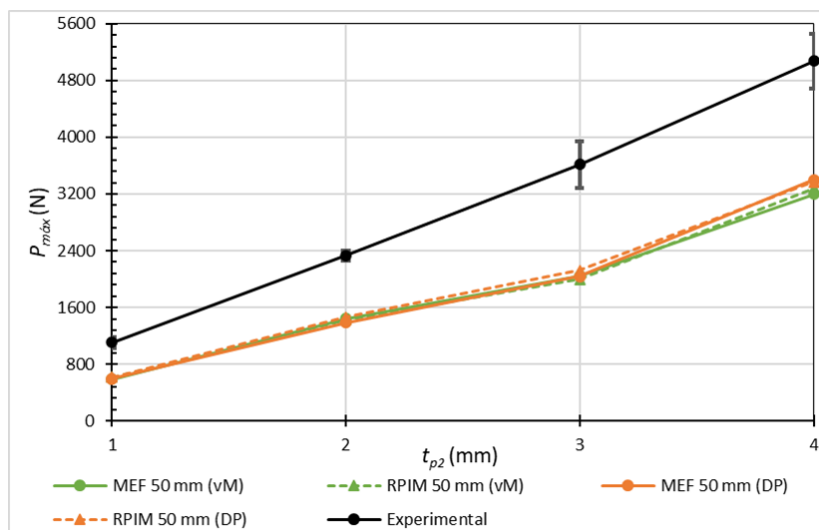


Figura 67 -  $P_{máx}$  experimental vs.  $P_{máx}$  numérico para os diferentes  $t_{p2}$  do adesivo SikaForce®7752.

Nas previsões efetuadas, pode-se verificar que no caso do adesivo Araldite®AV138, as previsões conseguidas para  $t_{p2}=2$  mm e  $t_{p2}=3$  mm, são superiores à  $P_{máx}$  registada experimentalmente, o que do ponto de vista da segurança, esta previsão pode acarretar alguns riscos. Contudo, para  $t_{p2}=1$  mm e  $t_{p2}=4$  mm, a previsão enquadra-se dentro da gama de valores que a  $P_{máx}$  experimental pode assumir, o que garante a otimização da previsão. No caso do adesivo Araldite®2015, as previsões de  $P_{máx}$  encontram-se dentro dos limites experimentais à exceção da junta com uma  $t_{p2}=4$  mm. Para o adesivo Sikaforce®7752, a situação é diferente da registada com os outros dois adesivos. A diferença entre a previsão e o resultado experimental é elevada o que implica uma fraca otimização da previsão da  $P_{máx}$  da junta adesiva. O comportamento que se observa nas previsões, é que à medida que se prevê adesivos com uma ductilidade maior, a diferença entre a previsão e os resultados experimentais acentua-se. Em relação aos métodos e critérios de cedência estudados, pode-se afirmar que o uso do método RPIM com o critério de cedência de DPE fornece as previsões mais próximas dos resultados experimentais no caso dos adesivos dúcteis. Já no caso do adesivo Araldite®AV138, o MEF fornece as previsões mais próximas dos resultados experimentais.

### 3.4 Estudo paramétrico em função da *free-length*

O estudo efetuado consiste na alteração da distância entre a camada adesiva e a fixação à garra da máquina universal de tração. Esta distância é denominada por FL e, neste estudo, pretende-se analisar os efeitos da sua variação no comportamento da junta. Os resultados apresentados anteriormente, foram conseguidos com uma FL=50 mm, o que significa que existe uma distância entre a zona de fixação e a camada de adesivo de 50 mm. O estudo paramétrico em função da FL consiste na análise numérica das juntas adesivas com diferentes valores de  $t_{p2}$ , mas que neste caso apresentam uma FL=30 mm e uma FL=10 mm. Neste capítulo, não é efetuado qualquer estudo entre os diferentes

critérios de cedência e métodos já referidos anteriormente, pelo que as juntas adesivas foram apenas previstas com base na melhor combinação método-critério que se registou para um determinado adesivo.

### 3.4.1 Curvas $P-\delta$

Nesta secção inicia-se o estudo sobre a FL através da apresentação das curvas  $P-\delta$  que se obtiveram para os diferentes adesivos. Na Tabela 17 estão agrupados os diferentes critérios de rotura utilizados para as FL em estudo enquanto na Figura 68 estão as respetivas curvas  $P-\delta$ , ambos para o adesivo Araldite®AV138.

Tabela 17 – Critérios de rotura utilizados para o adesivo Araldite®AV138 no estudo da FL.

$t_{p2}$ (mm)	1	2	3	4
FL=50 mm	$\varepsilon_{11}/\varepsilon_{ef}/\varepsilon_{yy}$	$\varepsilon_{11}/\varepsilon_{ef}/\varepsilon_{yy}$	$\varepsilon_{11}/\varepsilon_{ef}/\varepsilon_{yy}$	$\varepsilon_{11}/\varepsilon_{ef}$
FL=30 mm	$\varepsilon_{11}/\varepsilon_{ef}/\varepsilon_{yy}$	$\varepsilon_{11}/\varepsilon_{ef}/\varepsilon_{yy}$	$\varepsilon_{11}/\varepsilon_{ef}$	$\varepsilon_{11}/\varepsilon_{ef}$
FL=10 mm	$\varepsilon_{11}/\varepsilon_{ef}/\varepsilon_{yy}$	$\varepsilon_{11}/\varepsilon_{ef}$	$\varepsilon_{ef}$	$\varepsilon_{ef}$

A previsão de resistência para a FL=30 mm, foi estuda através de uma série de critérios de rotura, sendo que os critérios que utilizam a deformação mostraram-se mais adequados para fornecer uma previsão. No caso do adesivo Araldite®AV138 o critério da deformação principal máxima ( $\varepsilon_{11}$ ) e o critério da deformação efetiva ( $\varepsilon_{ef}$ ) permitem obter uma previsão de resistência muito próxima em todos os  $t_{p2}$  em estudo, o que vai ao encontro com o observado para as juntas adesivas com uma FL=50 mm. Para as juntas com uma  $t_{p2}=1$  e 2 mm, ainda é possível uma previsão idêntica com a deformação de arrancamento ( $\varepsilon_{yy}$ ) como critério de rotura. Na previsão de resistência para as juntas adesivas com uma FL=10 mm apenas o critério da deformação efetiva ( $\varepsilon_{ef}$ ) é possível de aplicação para todos os valores de  $t_{p2}$ , enquanto para as juntas com uma  $t_{p2}=1$  e 2 mm ainda é possível obter uma previsão aproximada com recurso ao critério da deformação principal máxima ( $\varepsilon_{11}$ ).

A redução da FL provoca o aumento da rigidez das juntas adesivas como se pode observar na Figura 68. A diminuição da FL permite ainda aumento da  $P_{máx}$  tal como as curvas  $P-\delta$  o mostram. Em relação ao aumento de rigidez, para FL=10 mm as curvas  $P-\delta$  apresentam uma maior rigidez para os diferentes  $t_{p2}$ , enquanto no caso da curva correspondente a uma FL=30 mm a diferença acentua-se em comparação com uma FL=50 mm à medida que estão presentes maiores valores de  $t_{p2}$ . Em relação ao deslocamento registado, é observada uma tendência de crescimento deste parâmetro para as juntas adesivas que apresentam uma  $t_{p2}=1$  e 2 mm à medida que diminui a FL. Contudo esta tendência é invertida para as restantes juntas adesivas, em que à uma diminuição do deslocamento à medida que se diminui a FL.

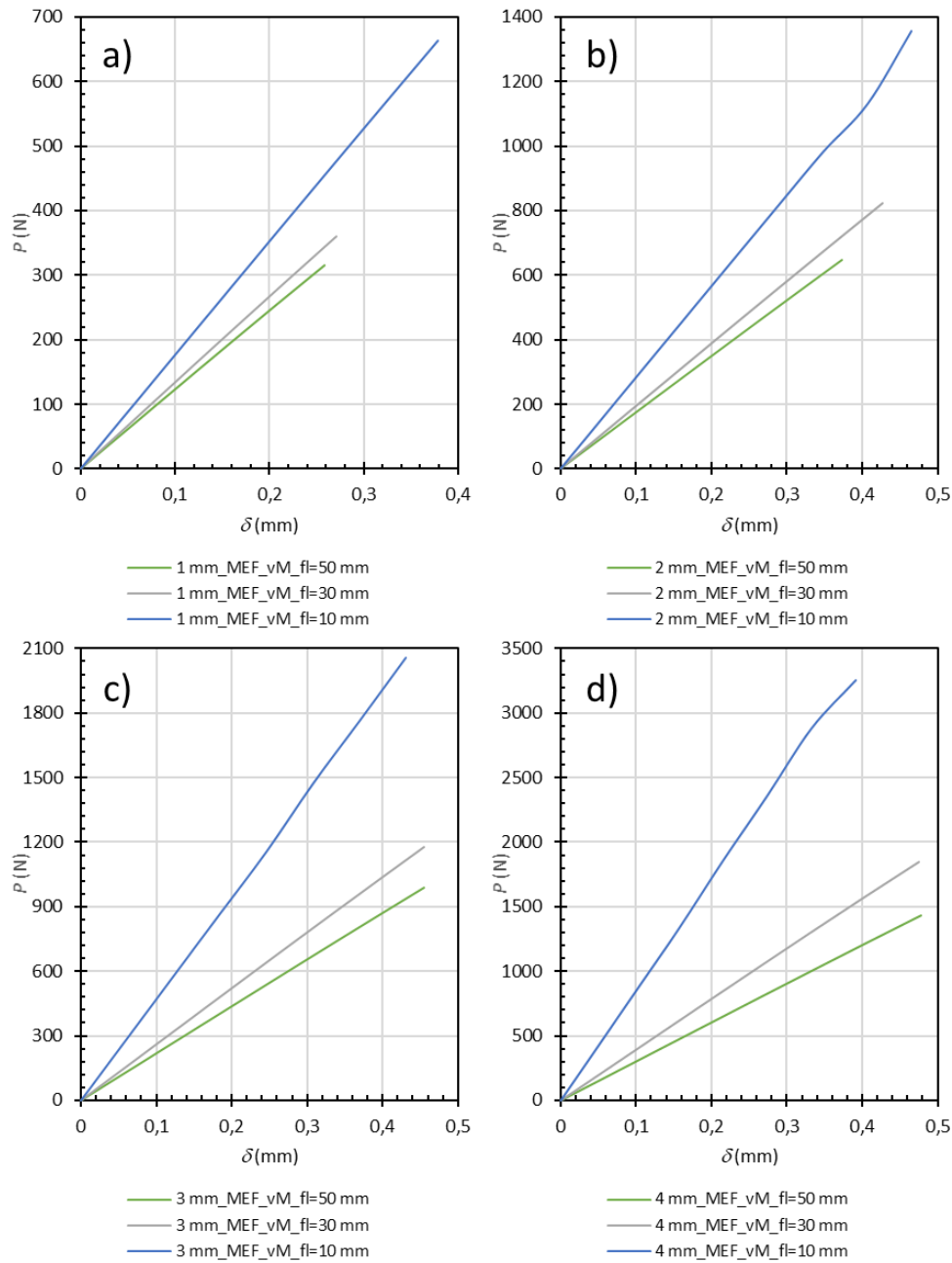


Figura 68 - Curvas  $P$ - $\delta$  numéricas do adesivo Araldite® AV138 para os diferentes  $t_{p2}$ : a)  $t_{p2}=1$  mm, b)  $t_{p2}=2$  mm, c)  $t_{p2}=3$  mm, d)  $t_{p2}=4$  mm.

Os critérios de rotura utilizados para o adesivo Araldite® 2015 estão referidos na Tabela 18, e na Figura 69 estão presentes as curvas  $P$ - $\delta$  para diferentes  $t_{p2}$ . As curvas  $P$ - $\delta$  resultaram da análise numérica das juntas adesivas através do método RPIM associado ao critério de DPE.

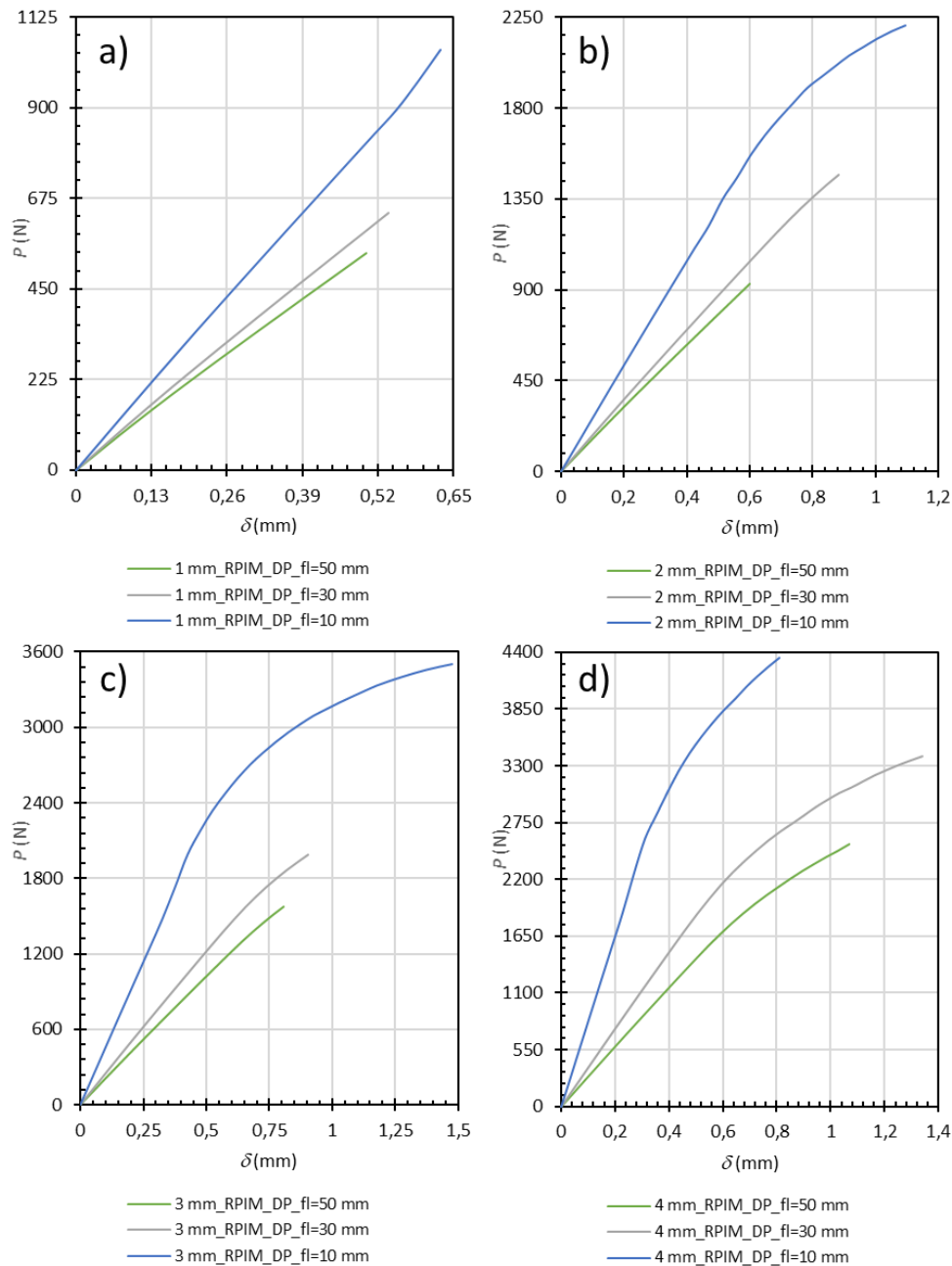


Figura 69 - Curvas  $P$ - $\delta$  numéricas do adesivo Araldite® 2015 para os diferentes  $t_{p2}$ : a)  $t_{p2}=1$  mm, b)  $t_{p2}=2$  mm, c)  $t_{p2}=3$  mm, d)  $t_{p2}=4$  mm.

No caso em estudo em que existe uma  $FL=30$  mm, as juntas adesivas com uma  $t_{p2}=1$  mm ou  $t_{p2}=2$  mm, o critério da tensão de arrancamento máxima ( $\sigma_{yy}$ ) mostrou-se como o mais capaz para prever a resistência da junta adesiva. Nas restantes juntas, este critério não se mostrou capaz de fornecer uma previsão adequada, por isso a previsão foi obtida através da deformação de arrancamento ( $\varepsilon_{yy}$ ). Nas juntas adesivas com uma  $FL=10$  mm, para os diferentes valores de  $t_{p2}$  manteve-se o mesmo critério de rotura para uma  $t_{p2}=1$  mm enquanto nos restantes valores de  $t_{p2}$  foi aplicado o critério da deformação de arrancamento ( $\varepsilon_{yy}$ ). Para as juntas com  $t_{p2}=2$  e 3 mm, os critérios de rotura utilizados foram o critério da tensão principal máxima e o critério da deformação efetiva ( $\varepsilon_{ef}$ ),

respetivamente. Com a variação da FL ainda se observa que o critério de rotura se mantém inalterado para  $t_{p2}=1$  mm e 4 mm, como se mostra na Tabela 18.

Tabela 18 - Critérios de rotura utilizados para o adesivo Araldite®2015 no estudo do FL.

$t_{p2}$ (mm)	1	2	3	4
FL=50 mm	$\sigma_{yy}$	$\varepsilon_{ef}$	$\varepsilon_{ef}$	$\varepsilon_{yy}$
FL=30 mm	$\sigma_{yy}$	$\sigma_{yy}$	$\varepsilon_{yy}$	$\varepsilon_{yy}$
FL=10 mm	$\sigma_{yy}$	$\varepsilon_{yy}$	$\varepsilon_{yy}$	$\varepsilon_{yy}$

O aumento do valor da  $t_{p2}$  com a diminuição da FL permite que os valores atingidos pelas curvas  $P-\delta$  sejam cada vez maiores tal como a Figura 69 o mostra. Este comportamento é semelhante ao observado como o adesivo Araldite®AV138. Relativamente ao deslocamento que as juntas adesivas atingem, até uma  $t_{p2}=3$  mm, a diminuição da FL permite esse aumento à medida que a  $P_{máx}$  aumenta. Contudo, esta tendência não se comprova para uma  $t_{p2}=4$  mm, em que o deslocamento registado pela junta com uma FL=30 mm têm um deslocamento superior às restantes juntas. Para além desta exceção, verifica-se o mesmo fenómeno que ocorre para o adesivo Araldite®AV138, em que as juntas com uma FL=10 mm apresentam um deslocamento mais baixo para uma maior carga, portanto estas juntas possuem assim uma elevada rigidez.

Os diferentes critérios de rotura utilizados para o adesivo SikaForce®7752 estão apresentados na Tabela 19, enquanto na Figura 70 estão presentes as curvas  $P-\delta$  para os diferentes valores de  $t_{p2}$  dependendo da FL.

Tabela 19 - Critérios de rotura utilizados para o adesivo SikaForce®7752 no estudo da FL.

$t_{p2}$ (mm)	1	2	3	4
FL=50 mm	$\sigma_{yy}$	$\sigma_{yy}$	$\varepsilon_{ef}$	$\varepsilon_{ef}$
FL=30 mm	$\sigma_{yy}$	$\sigma_{yy}$	$\varepsilon_{ef}$	$\varepsilon_{yy}$
FL=10 mm	$\sigma_{yy}$	$\varepsilon_{ef}$	$\varepsilon_{yy}$	$\varepsilon_{ef}$

Nas juntas adesivas com uma FL=30 mm, as juntas adesivas com um  $t_{p2}=1$  mm e  $t_{p2}=2$  mm tiveram a sua previsão com base no critério da tensão de arrancamento máxima ( $\sigma_{yy}$ ) o que coincidiu com as juntas com uma FL=50 mm. Já nas juntas adesivas com uma  $t_{p2}=3$  e 4 mm, a melhor previsão foi alcançada com o critério da deformação efetiva ( $\varepsilon_{ef}$ ) e com a deformação de arrancamento ( $\varepsilon_{yy}$ ) respetivamente. No caso das juntas adesivas com uma FL=10 mm, a junta adesiva com  $t_{p2}=1$  mm, utilizou novamente o critério da tensão de arrancamento máxima ( $\sigma_{yy}$ ) enquanto para  $t_{p2}=2$  e 4 mm é

necessário utilizar o critério da deformação efetiva ( $\varepsilon_{ef}$ ). O critério da deformação de arrancamento ( $\varepsilon_{yy}$ ) é usado para prever a  $P_{máx}$  da junta adesiva com uma  $t_{p2}=3$  mm. Para todas as FL, estes foram os critérios que permitem obter a melhor previsão de  $P_{máx}$ .

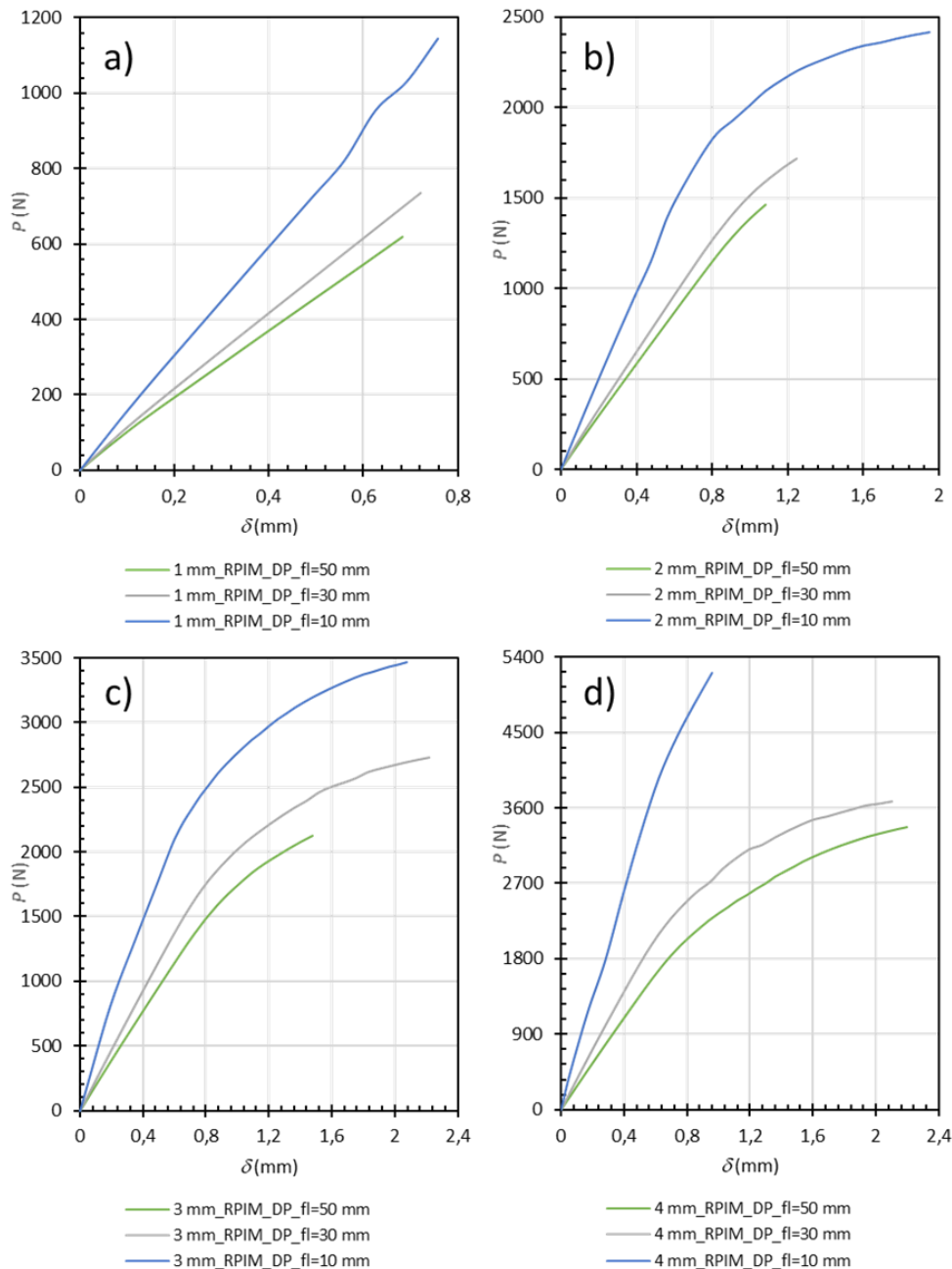


Figura 70 - Curvas  $P$ - $\delta$  numéricas do adesivo SikaForce®7752 para os diferentes  $t_{p2}$ : a)  $t_{p2}=1$  mm, b)  $t_{p2}=2$  mm, c)  $t_{p2}=3$  mm, d)  $t_{p2}=4$  mm.

A representação das curvas  $P$ - $\delta$  (Figura 70), permitiu demonstrar que até uma  $t_{p2}=2$  mm, a diminuição da FL permite obter uma curva  $P$ - $\delta$  com maiores valores de carga e de deslocamento. Contudo, tal como visto anteriormente para os outros dois adesivos, para a junta com uma  $t_{p2}=4$  mm, o aumento de carga com a diminuição da FL, não é acompanhado pelo deslocamento. Em relação à junta com uma  $t_{p2}=3$  mm, o fenómeno

registado para as juntas com uma  $t_{p2}=1$  e 2 mm, acaba-se por verificar entre a FL=50 mm e a FL=30 mm, apesar do mesmo não se verificar entre a FL=30 mm e a FL=10 mm.

### 3.4.2 Análise de tensões e deformações

Neste capítulo são apresentadas as curvas de tensão e de deformação que foram obtidas em conjunto com as curvas  $P-\delta$  apresentadas anteriormente para o estudo da FL. Na comparação entre as tensões de arrancamento do adesivo Araldite®AV138 (Figura 71) para a FL=50 mm (Figura 50 a) e a FL=30 mm (Figura 71 a), existe uma tendência de menores valores de tensão para maiores  $t_{p2}$ . A diferença que surge entre duas FL é estabelecida nos valores que a tensão atinge, visto que para a FL=30 mm as tensões são ligeiramente maiores. Para o FL=10 mm (Figura 71 b), as tensões de arrancamento para  $t_{p2}$  superiores a 1 mm apresentam um valor muito mais baixo do que as registadas para a FL=50 mm e FL=30 mm. Para  $t_{p2}=3$  e 4 mm, as tensões para a extremidade próxima do raio de curvatura acabam por ser provenientes de forças de compressão ao contrário do registado para a FL=50 mm e a FL=30 mm. No caso de  $t_{p2}=4$  mm, a situação também se altera para a extremidade livre, onde passa a existir tensões proveniente de forças de tração.

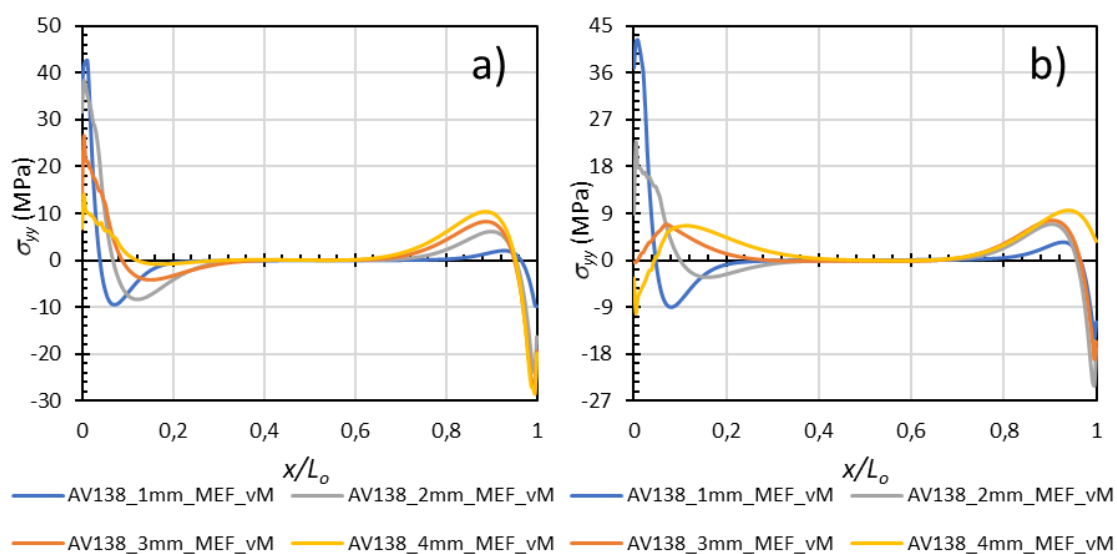


Figura 71 - Tensão de arrancamento do adesivo Araldite®AV138: a) FL=30 mm, b) FL=10 mm.

As tensões de arrancamento do adesivo Araldite®2015 (Figura 72) com uma FL=30 mm (Figura 72 a) em relação às juntas adesivas com uma FL=50 mm (Figura 51 d), apresentam maiores tensões para  $t_{p2}=1$  e 2 mm em ambas as extremidades. Em relação às juntas adesivas com  $t_{p2}=3$  e 4 mm, a tensão de arrancamento para a extremidade próxima do raio de curvatura torna-se mais baixa, enquanto para a extremidade livre esse decréscimo no valor da tensão ocorre apenas para a junta adesiva com uma  $t_{p2}=4$  mm. Em relação à FL=10 mm (Figura 72 b), a junta adesiva com uma  $t_{p2}=1$  mm mantém um comportamento muito próximo ao observado para as restantes FL. Nas restantes juntas adesivas, há uma diminuição da tensão na extremidade próxima do raio de

curvatura. Na extremidade livre, as juntas adesivas com  $t_{p2}=1$  e 2 mm sofrem um aumento do valor da tensão, enquanto para  $t_{p2}=3$  e 4 mm ocorre a transição do estado de carregamento de compressão para tração.

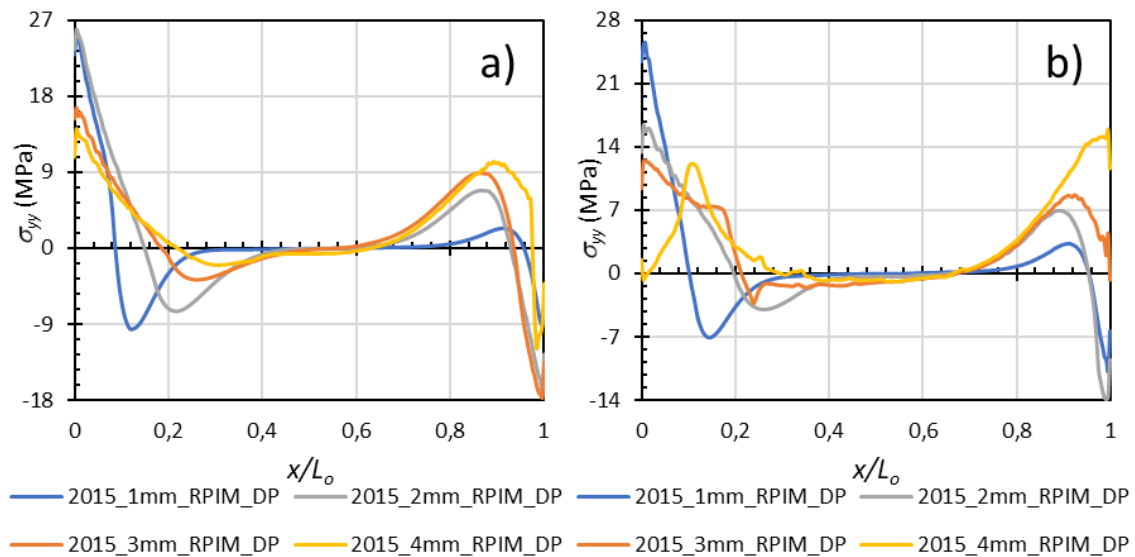


Figura 72 - Tensão de arrancamento do adesivo Araldite®2015: a) FL=30 mm, b) FL=10 mm.

No caso das juntas com o adesivo SikaForce®7752 (Figura 73), a transição entre a FL=50 mm (Figura 52 d) e a FL=30 mm (Figura 73 a) não provoca grandes alterações na tensão de arrancamento à exceção das juntas com  $t_{p2}=3$  e 4 mm, onde na extremidade livre há um aumento da tensão aí aplicada e a junta com uma  $t_{p2}=4$  mm passa a estar sob tração. Para a FL=10 mm (Figura 73 b), os acontecimentos verificados para a transição da FL=50 mm para a FL=30 mm são ainda mais acentuados, visto que existe um aumento das tensões para a extremidade livre das juntas com um  $t_{p2}$  superior a 1 mm. Em relação à extremidade próxima do raio de curvatura e à zona central da camada adesiva, há uma diminuição na tensão de arrancamento para  $t_{p2}=3$  e 4 mm, tal como nas restantes FL.

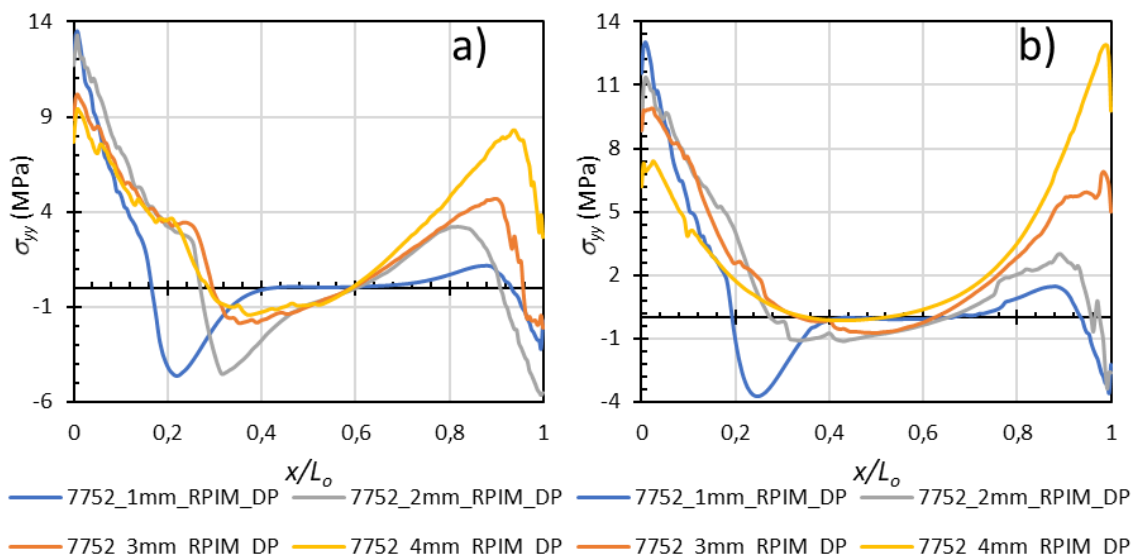


Figura 73 - Tensão de arrancamento do adesivo SikaForce®7752: a) FL=30 mm, b) FL=10 mm.

No caso da tensão de corte para o adesivo Araldite® AV138 (Figura 74), a comparação entre a FL=50 mm (Figura 53 a) e a FL=30 mm (Figura 74 a) mostra que os valores de tensão para a extremidade próxima do raio de curvatura não sofrem grandes alterações para maiores  $t_{p2}$ , apesar de existir um ligeiro aumento nas juntas com  $t_{p2}=1$  e 2 mm. Para a extremidade livre existe um aumento das tensões para  $t_{p2}=1$  e 2 mm enquanto existe uma diminuição para  $t_{p2}=3$  e 4 mm. Na zona central da junta adesiva o aumento acontece para todos os valores de  $t_{p2}$ . Em relação a FL=10 mm (Figura 74 b), a situação descrita para a FL=30 mm acentua-se, havendo um aumento das tensões em ambas as extremidades para  $t_{p2}=1$  e 2 mm e uma diminuição da mesma na extremidade livre para  $t_{p2}=3$  e 4 mm. Na zona central existe um aumento para todos os  $t_{p2}$  do valor de tensão.

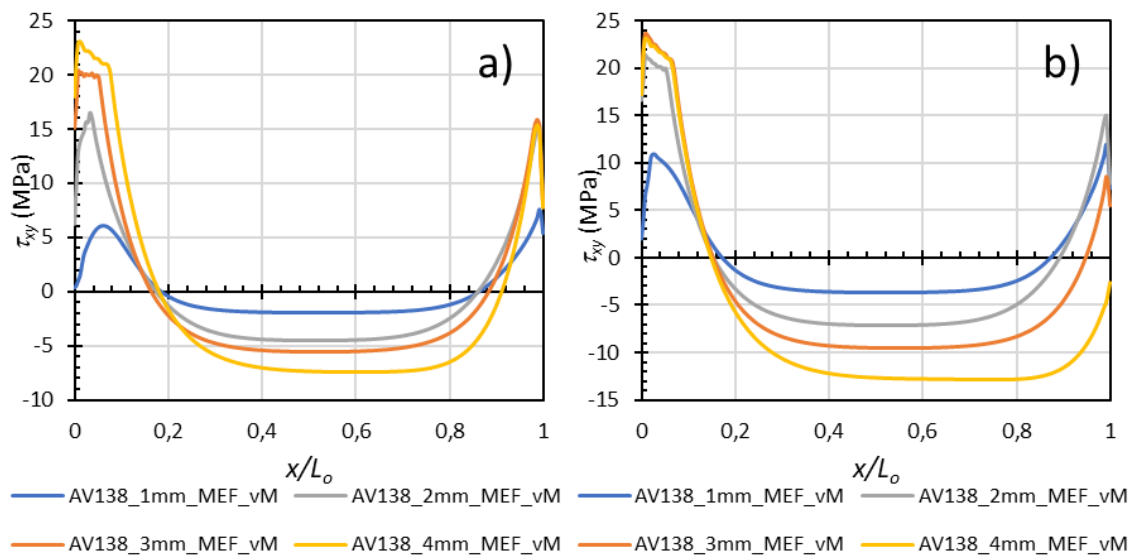


Figura 74 - Tensão de corte do adesivo Araldite® AV138: a) FL=30 mm, b) FL=10 mm.

Para o adesivo Araldite® 2015 (Figura 75) a comparação da tensão de corte entre a FL=50 mm (Figura 54 d) e a FL=30 mm (Figura 75 a) mostra que a transição entre estas FL não provoca alterações de comportamento nas juntas adesivas. O aumento da  $t_{p2}$  provoca um aumento no valor da tensão em ambas as extremidades para todas as juntas estudadas. Na extremidade livre, as tensões entre as duas FL são próximas à exceção da junta com uma  $t_{p2}=4$  mm em que existe um decréscimo do valor da tensão. Para as juntas com uma FL=10 mm (Figura 75 b), as juntas adesivas com uma  $t_{p2}$  inferior a 3 mm mantêm o mesmo comportamento que tiveram nas restantes FL, apenas tendo maiores tensões. Para a extremidade próxima do raio de curvatura as tensões só aumentam para as juntas com uma  $t_{p2}$  inferior a 4 mm. Nas imediações da extremidade livre, a tensão de corte sofre um aumento para  $t_{p2}=1$  e 2 mm enquanto para  $t_{p2}=3$  e 4 mm há um crescimento significativo do valor da tensão e uma alteração da direção da tensão de corte. Ao contrário das outras FL e  $t_{p2}$ , para  $t_{p2}=3$  e 4 mm as tensões na extremidade livre acompanham as tensões da zona central.

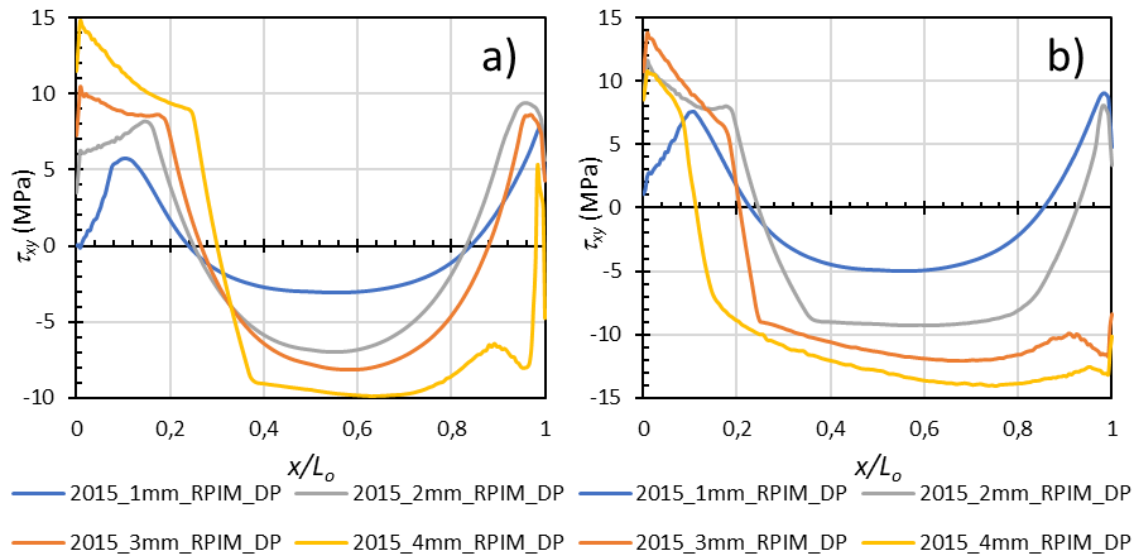


Figura 75 - Tensão de corte do adesivo Araldite®2015: a) FL=30 mm, b) FL=10 mm.

A tensão de corte do adesivo SikaForce®7752 (Figura 76), mostra que as juntas com uma FL=30 mm (Figura 76 a) e as juntas com uma FL=50 mm (Figura 55 d) apresentam um comportamento similar, existindo uma diminuição na extremidade próxima do raio de curvatura e um aumento no restante  $L_o$ . Este aumento é visível em todas as  $t_{p2}$ , mas é mais evidente para  $t_{p2}=3$  e 4 mm. Para a FL=10 mm, existe um aumento da tensão de corte ao longo do  $L_o$  para todos  $t_{p2}$ . Na extremidade próxima do raio de curvatura, as diferenças entre as FL são quase inexistentes para uma  $t_{p2}=1$  e 2 mm, só havendo um aumento da tensão para  $t_{p2}=4$  mm. Nas juntas com uma  $t_{p2}$  superior a 1 mm, a extremidade livre acompanha a tensão registada na zona central, assumindo um comportamento semelhante ao existente nas juntas do adesivo Araldite®2015 com uma  $t_{p2}=3$  e 4 mm

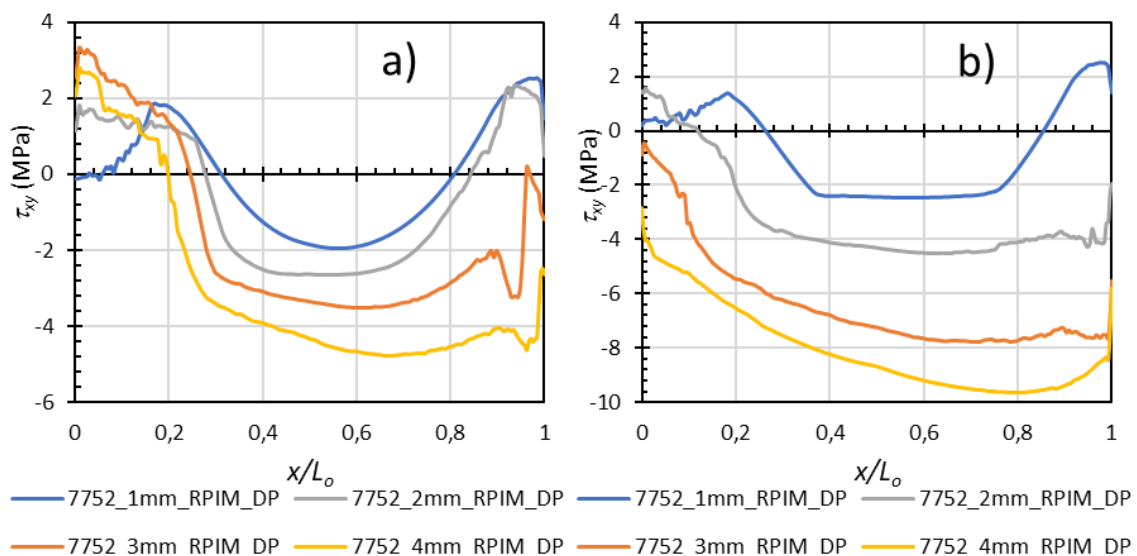


Figura 76 - Tensão de corte do adesivo SikaForce®7752: a) FL=30 mm, b) FL=10 mm.

A deformação de arrancamento do adesivo Araldite® AV138 (Figura 77) para a FL=30 mm (Figura 77 a) em relação à FL=50 mm (Figura 56 a), mostra que não existem grandes alterações quanto às curvas de deformação. Para a extremidade próxima do raio de curvatura e a extremidade livre existe um ligeiro decréscimo de deformação nos diferentes  $t_{p2}$ , à exceção de  $t_{p2}=2$  mm. A deformação de arrancamento para a FL=10 mm (Figura 77 b) apresenta uma diminuição da deformação para  $t_{p2}$  superiores a 1 mm ao longo do  $L_o$ . Para a extremidade próxima do raio de curvatura, é bastante evidente a diminuição da deformação nas juntas com  $t_{p2}=3$  e 4 mm, sendo que para  $t_{p2}=3$  mm, a deformação é bastante pequena enquanto para  $t_{p2}=4$  mm, o adesivo muda a sua direção de deformação. Na extremidade livre, a deformação para  $t_{p2}$  inferiores a 4 mm permanece quase inalterada enquanto para  $t_{p2}=4$  mm passa a haver a extensão do adesivo em vez da contração.

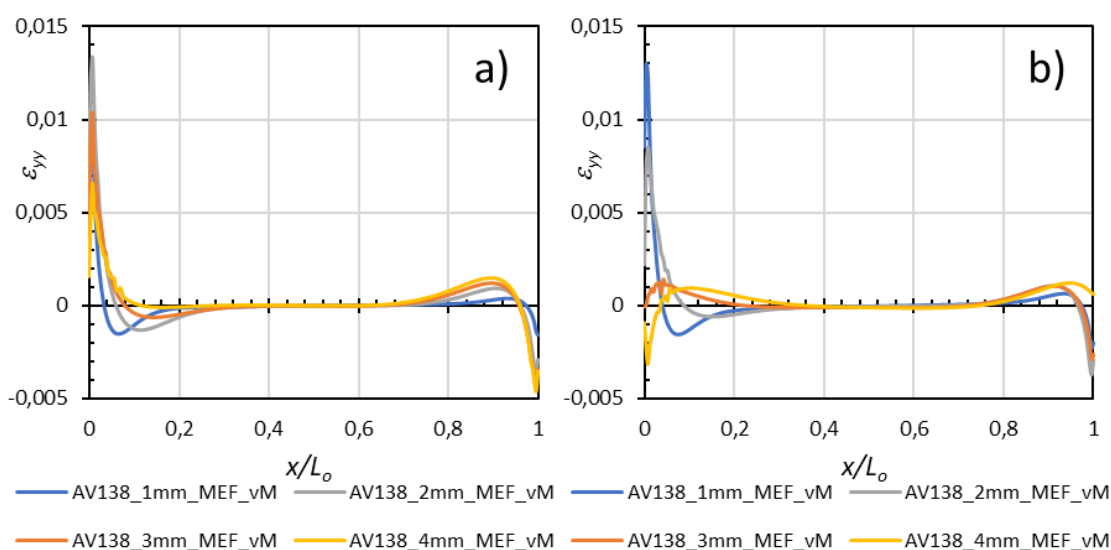


Figura 77 - Deformação de arrancamento do adesivo Araldite® AV138: a) FL=30 mm, b) FL=10 mm.

A deformação de arrancamento do adesivo Araldite® 2015 (Figura 78) para a FL=30 mm (Figura 78 a) em relação à FL=50 mm (Figura 57 a), mostra que apenas na junta adesiva com uma  $t_{p2}=4$  mm é que existe uma pequena alteração da curva de deformação. Isto deve-se à mudança de direção de deformação da junta adesiva. Em relação aos valores de deformação para  $t_{p2}$  inferiores a 3 mm não existem grandes alterações nos valores de deformação. Contudo para uma  $t_{p2}=3$  mm a extremidade próxima do raio de curvatura diminui, enquanto para  $t_{p2}=4$  mm acontece o fenómeno anteriormente descrito. A deformação de arrancamento para a FL=10 mm (Figura 78 b) diminui para  $t_{p2}$  superiores a 1 mm na extremidade próxima do raio de curvatura, sendo que o efeito é mais pronunciado para  $t_{p2}=3$  e 4 mm. Na zona central e na extremidade livre, a deformação para as juntas com um  $t_{p2}$  inferiores a 3 mm diminui ligeiramente. Nas outras juntas, a direção de deformação é muda e a deformação aumenta bastante. Os valores de deformação para uma  $t_{p2}=4$  mm são superiores aos registados na extremidade próxima do raio de curvatura.

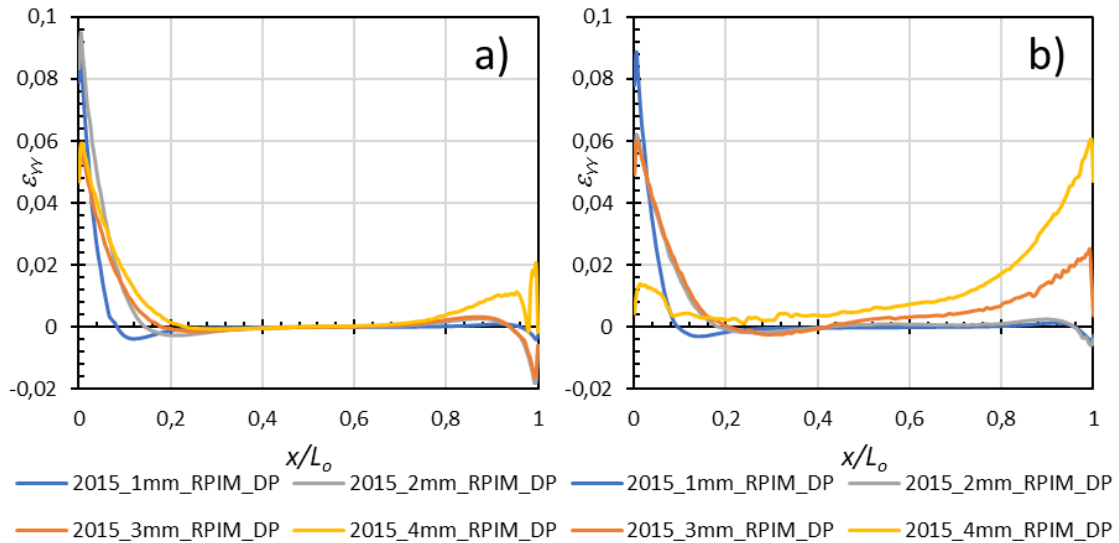


Figura 78 - Deformação de arrancamento do adesivo Araldite®2015: a) FL=30 mm, b) FL=10 mm.

A deformação de arrancamento obtida para o adesivo SikaForce®7752 (Figura 79) com uma FL=30 mm (Figura 79 a) em relação à FL=50 mm (Figura 58 d) é bastante próxima na extremidade próxima do raio de curvatura. Para a extremidade livre, as juntas com uma  $t_{p2}$  inferior a 2 mm mantém o mesmo comportamento para a FL=50 mm, enquanto para a  $t_{p2}=3$  mm acontece uma mudança da direção de deformação tal como a junta com uma  $t_{p2}=4$  mm já possuía e um aumento do valor da deformação. Para a FL=10 mm (Figura 79 b), na extremidade próxima do raio de curvatura as juntas com uma  $t_{p2}$  inferiores a 4 mm têm uma deformação semelhante à registada para as restantes FL. No caso da junta com uma  $t_{p2}=4$  mm, há decréscimo nas duas extremidades e um aumento da deformação na zona central. Na extremidade livre é visível um aumento da deformação para uma  $t_{p2}$  superior a 1 mm.

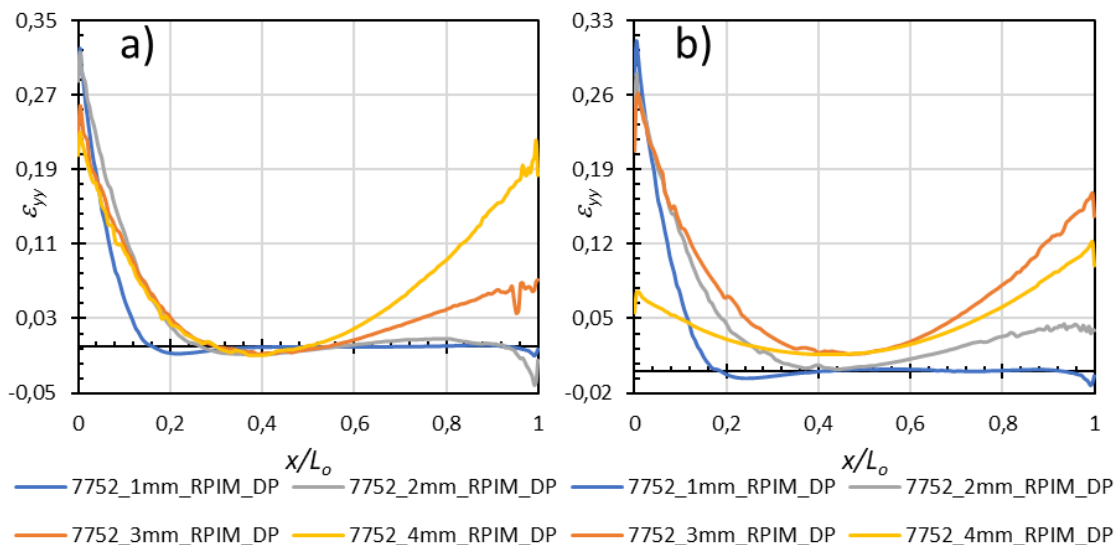


Figura 79 – Deformação de arrancamento do adesivo SikaForce®7752: a) FL=30 mm, b) FL=10 mm.

A deformação de corte do adesivo Araldite® AV138 (Figura 80) com a FL=30 mm (Figura 80 a) em relação à FL=50 mm (Figura 59 a) possui para as juntas com uma  $t_{p2}$  superior a 1 mm uma maior deformação na extremidade próxima do raio de curvatura e um abaixamento na extremidade livre. Para  $t_{p2}=1$  mm, a transição entre as duas FL não provoca grandes alterações no comportamento. Em relação à FL=10 mm (Figura 80 b), as juntas com uma  $t_{p2}$  inferior a 4 mm, sofrem um aumento da deformação na extremidade próxima do raio de curvatura e um abaixamento do valor para a extremidade livre. Para a junta com uma  $t_{p2}=4$  mm, a deformação na extremidade próxima do raio de curvatura baixa relativamente ao valor alcançado para a FL=30 mm, enquanto na extremidade livre, a deformação altera a sua direção de corte. Na zona central do  $L_o$ , as juntas adesivas têm tendência a aumentar o valor de deformação relativamente a outras FL.

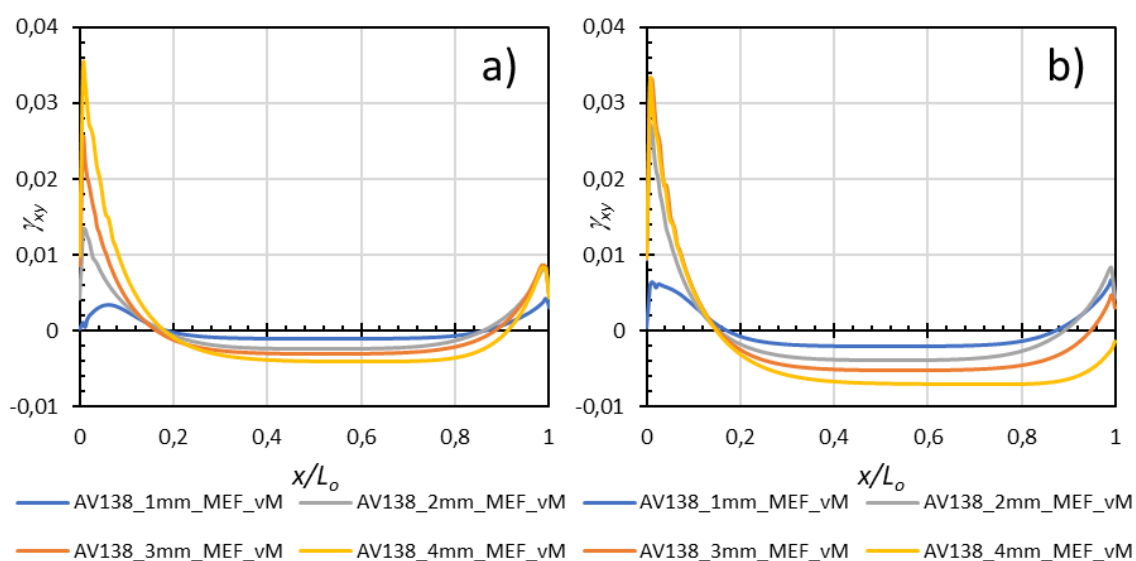


Figura 80 - Deformação de corte do adesivo Araldite® AV138: a) FL=30 mm, b) FL=10 mm.

A deformação de corte do adesivo Araldite® 2015 (Figura 80) da FL=30 mm (Figura 80 a) em relação à FL=50 mm (Figura 60 d) apresenta uma maior deformação na extremidade próxima do raio de curvatura para as juntas adesivas com uma  $t_{p2}$  superior a 1 mm. Na outra extremidade, até uma  $t_{p2}=3$  mm as deformações diminuem o seu valor. No caso da junta adesiva com uma  $t_{p2}=4$  mm, existe uma mudança na direção da deformação de corte, apesar de o valor ser semelhante ao obtido para a FL=50 mm. Em relação à FL=10 mm (Figura 80 b), a junta com uma  $t_{p2}=1$  mm sofre um ligeiro aumento para a deformação na extremidade próxima do raio de curvatura, mas no resto do  $L_o$  a deformação permanece idêntica às restantes FL. As juntas com uma  $t_{p2}=2$  e 3 mm sofrem um aumento da deformação na extremidade próxima do raio de curvatura, enquanto para  $t_{p2}=4$  mm, o valor baixa. Na extremidade livre, para uma  $t_{p2}=2$  mm o valor da deformação diminuiu, enquanto para  $t_{p2}$  superiores a 2 mm a deformação muda o seu sentido. O valor da deformação na zona central das juntas adesivas aumenta apesar de na extremidade livre não ser tão elevado.

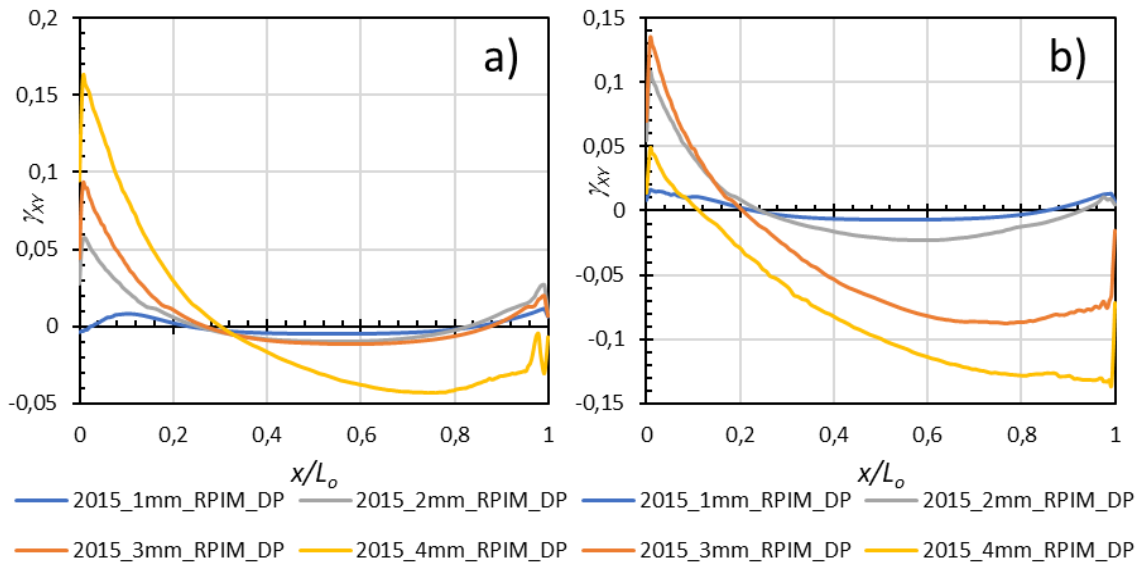


Figura 81 - Deformação de corte do adesivo Araldite®2015: a) FL=30 mm, b) FL=10 mm.

A deformação de corte do adesivo SikaForce®7752 (Figura 82) com a FL=30 mm (Figura 82 a) em comparação com a FL=50 mm (Figura 82 a) mostra um aumento da deformação na extremidade próxima do raio de curvatura para as juntas com uma  $t_{p2}=2$  mm e 3 mm, e a diminuição do valor para  $t_{p2}=4$  mm. A junta com uma  $t_{p2}=2$  mm tem uma diminuição da deformação na extremidade livre. Ao longo do  $L_o$  as deformações para as juntas com uma  $t_{p2}$  superior a 2 mm aumentam o seu valor, sendo que na extremidade livre, esse aumento não é tão pronunciado. Na FL=10 mm a junta com uma  $t_{p2}=2$  mm passa a assumir um comportamento semelhante às juntas com uma  $t_{p2}$  superior a 2 mm, tal como a Figura 82 b) mostra. Para estas juntas as deformações aumentam ainda mais ao longo do  $L_o$  à exceção de  $t_{p2}=4$  mm. Para uma  $t_{p2}=1$  mm existem pequenas alterações com a diminuição da FL.

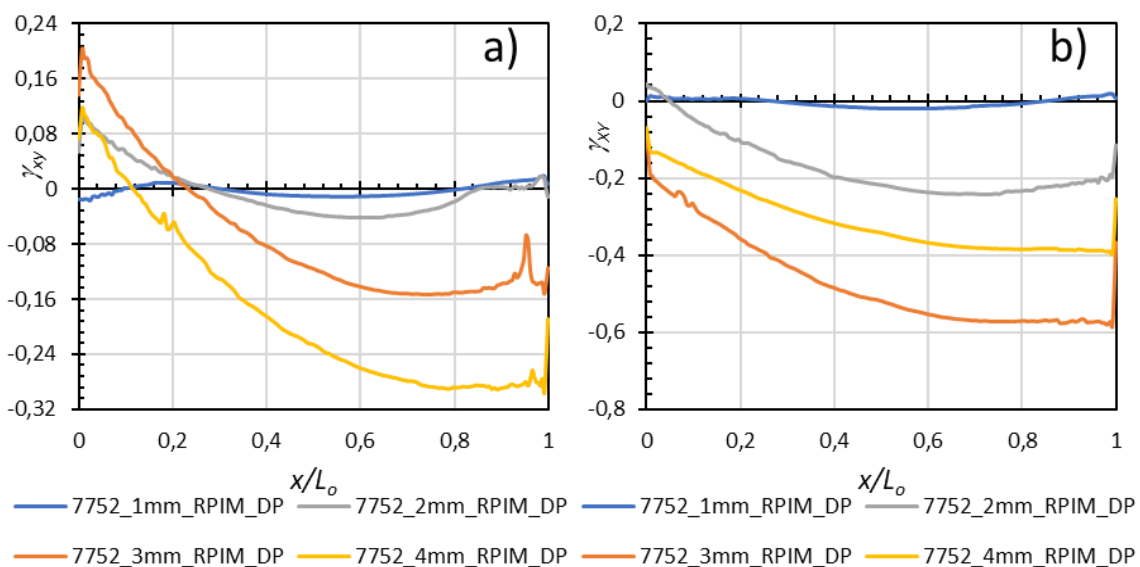


Figura 82 - Deformação de corte do adesivo SikaForce®7752: a) FL=30 mm, b) FL=10 mm.

### 3.4.3 Previsão de resistência

Nesta secção é apresentada a previsão de resistência das juntas adesivas para as diferentes FL e adesivos. Os resultados da  $P_{máx}$  das juntas adesivas com o adesivo Araldite®AV138 para os diferentes valores da FL em função da  $t_{p2}$  encontram-se na Tabela 20.

Tabela 20 – Valores da  $P_{máx}$  do adesivo Araldite®AV138 para diferentes valores da FL em função da  $t_{p2}$ .

$t_{p2}$ (mm)	FL=50 mm (N)	FL=30 mm (N)	FL=10 mm (N)	(50 – 30 mm) (%)	(30 – 10 mm) (%)	(50 – 10 mm) (%)
1	315,82	360,84	663,06	+ 114,25	+ 183,75	+ 209,95
2	648,72	823,23	1356,75	+ 126,90	+ 164,81	+ 209,14
3	986,88	1176,86	2059,17	+ 119,25	+ 174,97	+ 208,65
4	1434,63	1844,20	3254,17	+ 128,55	+ 176,45	+ 226,83

Como a Tabela 20 mostra, a diminuição da FL provoca o incremento do valor da  $P_{máx}$ , o que já se antevia pela apresentação das curvas  $P-\delta$ . Entre a FL=30 mm e a FL=50 mm, há um aumento significativo da  $P_{máx}$  para  $t_{p2}=1$  mm pois existe um aumento de 136,49%. Entre a FL=10 mm e a FL=30 mm o aumento da  $P_{máx}$  para todos os valores de  $t_{p2}$  supera uma vez e meia os valores registados tendo os aumentos mais significativos ocorrido para as juntas com um  $t_{p2}=3$  mm e  $t_{p2}=4$  mm. O maior aumento de 176,45% ocorreu para  $t_{p2}=4$  mm. No caso da FL=10 mm, o aumento é mais do dobro do registado com a FL=50 mm em todos os valores de  $t_{p2}$ . O aumento máximo encontra-se para a junta com um  $t_{p2}=4$  mm, em que há um aumento de 226,83%.

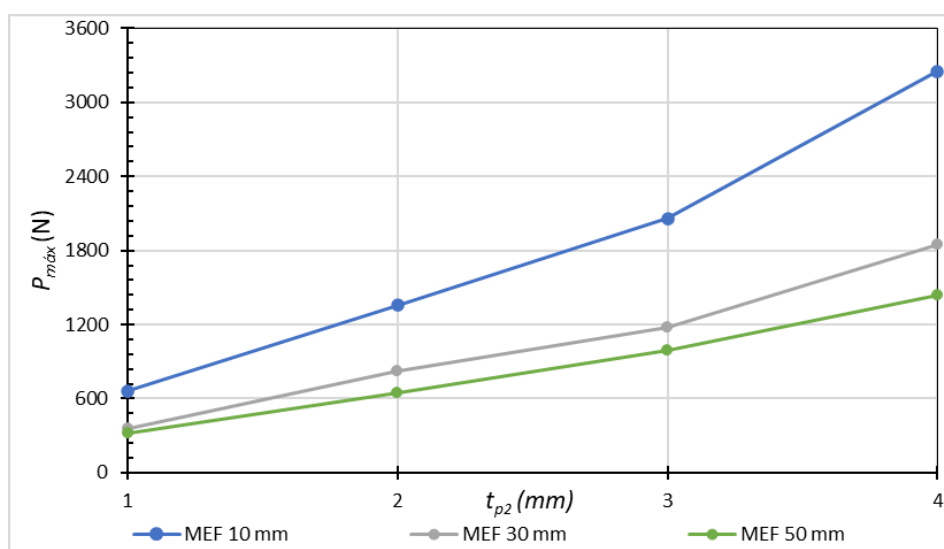


Figura 83 -  $P_{máx}$  experimental para os diferentes  $t_{p2}$  e FL do adesivo Araldite®AV138.

Na Figura 83 são expostos os diferentes valores de  $P_{m\acute{a}x}$  em função da  $t_{p2}$ . É para a FL=10 mm na transição entre  $t_{p2}=3$  mm e  $t_{p2}=4$  mm que existe o maior aumento de  $P_{m\acute{a}x}$ . Os resultados da  $P_{m\acute{a}x}$  das juntas com o adesivo Araldite®2015 para os diferentes valores da FL em função da  $t_{p2}$  encontram-se na Tabela 21. O valor da  $P_{m\acute{a}x}$  aumenta com diminuição da FL tal como apresentado nas curvas  $P-\delta$ .

Tabela 21 - Valores da  $P_{m\acute{a}x}$  do adesivo Araldite®2015 para diferentes valores da FL em função da  $t_{p2}$ .

$t_{p2}$ (mm)	FL=50 mm (N)	FL=30 mm (N)	FL=10 mm (N)	(50 – 30 mm) (%)	(30 – 10 mm) (%)	(50 – 10 mm) (%)
1	539,45	638,89	1044,91	+ 118,43	+ 163,55	+ 193,70
2	927,53	1468,07	2207,26	+ 158,28	+ 150,35	+ 237,97
3	1579,37	1990,23	3502,07	+ 126,01	+ 175,96	+ 221,74
4	2546,07	3396,51	4343,90	+ 133,40	+ 127,89	+ 170,61

Entre a FL=30 mm e a FL=50 mm, existe para todos os  $t_{p2}$  um aumento da  $P_{m\acute{a}x}$ , sendo que o mais significativo para  $t_{p2}=2$  mm pois existe um aumento de 158,28%. O menor aumento foi para  $t_{p2}=1$  mm onde houve apenas um aumento de 118,43%. Entre a FL=10 mm e a FL=30 mm existe um aumento da  $P_{m\acute{a}x}$  superior a 150% até  $t_{p2}=3$  mm, mas para a junta com uma  $t_{p2}=4$  mm apresenta apenas um crescimento de 127,89%. No caso da FL=10 mm em relação à FL=50 mm para  $t_{p2}=2$  mm e  $t_{p2}=3$  mm, ocorre um crescimento da  $P_{m\acute{a}x}$  superior ao dobro obtido para o FL=50 mm. A junta com uma  $t_{p2}=4$  mm, destaca-se por ter um baixo crescimento, cerca de 170,61%. O aumento máximo encontra-se para a junta com um  $t_{p2}=2$  mm em que há um aumento de 237,97%. Na Figura 84 são apresentados os diferentes valores de  $P_{m\acute{a}x}$  em função da  $t_{p2}$ .

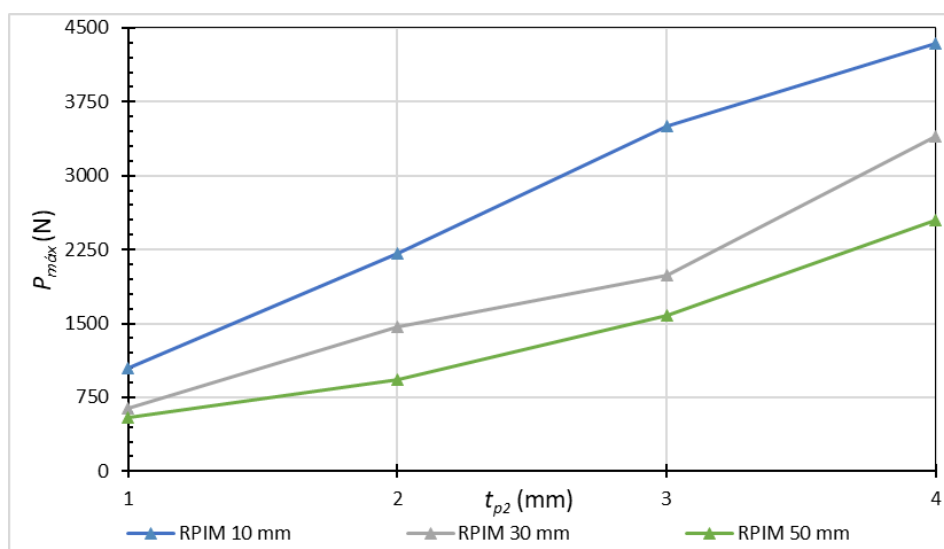


Figura 84 -  $P_{m\acute{a}x}$  experimental para os diferentes  $t_{p2}$  e FL do adesivo Araldite®2015.

Para FL=30 mm, na transição entre  $t_{p2}=2$  mm e  $t_{p2}=3$  mm a curva apresenta um crescimento inferior ao registado entre  $t_{p2}=1$  mm e  $t_{p2}=2$  mm e  $t_{p2}=3$  mm e  $t_{p2}=4$  mm. Já para a FL=10 mm, a tendência de crescimento aligeira entre  $t_{p2}=3$  mm e  $t_{p2}=4$  mm.

Os resultados da  $P_{máx}$  das juntas com o adesivo SikaForce®7752 para os diferentes valores da FL em função da  $t_{p2}$  estão presentes na Tabela 22. O incremento do valor da  $P_{máx}$  deve-se à diminuição da FL, tal como apresentado nas curvas  $P-\delta$ .

Tabela 22 - Valores da  $P_{máx}$  do adesivo SikaForce®7752 para diferentes valores da FL em função da  $t_{p2}$ .

$t_{p2}$ (mm)	FL=50 mm (N)	FL=30 mm (N)	FL=10 mm (N)	(50 – 30 mm) (%)	(30 – 10 mm) (%)	(50 – 10 mm) (%)
1	618,48	734,18	1144,77	+ 118,71	+ 155,92	+ 185,09
2	1324,37	1714,15	2413,27	+ 117,26	+ 140,79	+ 165,09
3	2121,71	2729,82	3464,91	+ 128,66	+ 126,93	+ 163,11
4	3373,73	3680,58	5207,99	+ 109,10	+ 141,50	+ 154,37

As previsões feitas com a FL=30 mm, em comparação com FL=50 mm, mostram que existe para todos os  $t_{p2}$  um ligeiro aumento da  $P_{máx}$ , sendo que o mais significativo é para  $t_{p2}=3$  mm pois existe um aumento de 128,66%. O menor aumento foi para  $t_{p2}=4$  mm onde regista-se um aumento de apenas 109,10%. Entre a FL=10 mm e a FL=30 mm existe um aumento da  $P_{máx}$  superior a 150% apenas para  $t_{p2}=1$  mm e, a junta com um  $t_{p2}=3$  mm apresenta apenas um crescimento de 126,93%. No caso da FL=10 mm em relação à FL=50 mm, todas as juntas têm um crescimento da  $P_{máx}$  superior a uma vez e meia ao obtido para a FL=50 mm, apesar de a junta com uma  $t_{p2}=4$  mm ter o menor crescimento (154,37%). Os diferentes valores de  $P_{máx}$  em função da  $t_{p2}$  são expostos na Figura 85.

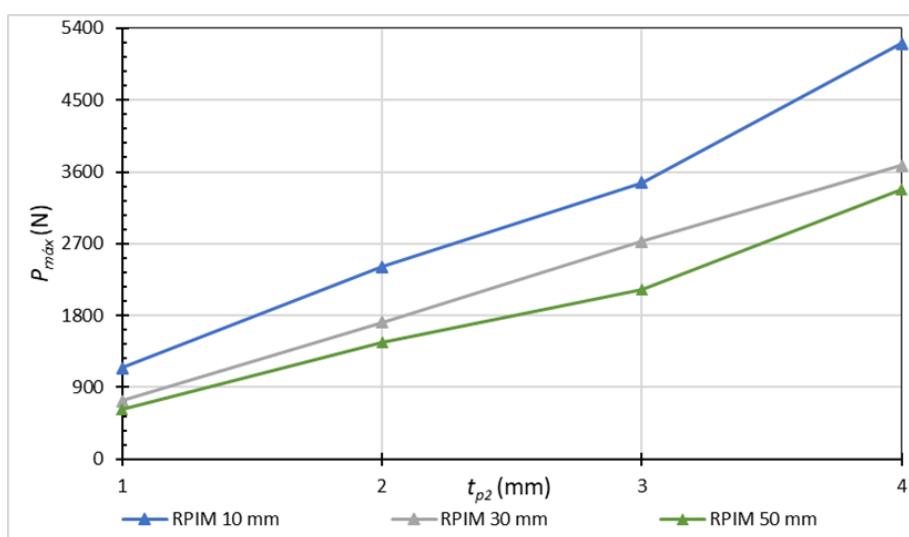


Figura 85 -  $P_{máx}$  experimental para os diferentes  $t_{p2}$  e FL do adesivo SikaForce®7752.

A curva com uma FL=30 mm apresenta um crescimento estável entre os vários  $t_{p2}$  não havendo grandes diferenças. Para a FL=10 mm, a tendência de crescimento acentua-se entre  $t_{p2}=3$  mm e  $t_{p2}=4$  mm.

#### 3.4.4 Análise do efeito da *free-length* sobre o comportamento mecânico da junta

O estudo da FL, incidiu apenas na alteração das condições fronteira, tendo assim sido mantido as outras condições de simulação. A diminuição do valor da FL, provocou um incremento na carga máxima que as juntas adesivas podem suportar, sendo que foi visível nos três adesivos. Em relação ao deslocamento que as juntas adesivas atingem, é perceptível uma tendência de aumento deste parâmetro à medida que diminui a FL nos três adesivos para as juntas com uma  $t_{p2}=1$  e 2 mm. No caso das juntas adesivas com uma  $t_{p2}=3$  e 4 mm, não existe um comportamento relativo ao deslocamento que seja semelhante entre os diferentes adesivos. Portanto, em cada  $t_{p2}$  submetido a uma FL diferente observa-se um comportamento específico. Isto deve-se ao comportamento singular que cada junta adesiva possui e ao facto de os aderentes com uma espessura menor serem mais suscetíveis à deformação. Para os três adesivos, as juntas adesivas sofrem apenas alterações irregulares no valor das tensões e das deformações, portanto tendências de crescimento ou decréscimo no valor de tensão ou deformação não se verificam em todos os  $t_{p2}$ . Em relação ao comportamento das juntas adesivas com o adesivo Araldite®AV138, é perceptível que o uso de uma FL=30 mm não causa grandes alterações de comportamento em relação à FL=50 mm. Já no caso das juntas adesivas com uma FL=10 mm e uma  $t_{p2}=3$  e 4 mm existe uma alteração de comportamento na tensão de arrancamento, sendo que para uma  $t_{p2}=4$  mm as duas extremidades alteram os esforços a que estão sujeitas e a deformação de corte altera a sua direção.

As juntas adesivas que utilizam o adesivo Araldite®2015 e uma FL=30 mm não sofrem grandes modificações de comportamento em relação à FL=50 mm, apesar haver uma alteração de comportamento para a deformação de corte na junta com uma  $t_{p2}=4$  mm. Já em relação à FL=10 mm, a tensão de arrancamento das juntas adesivas com uma  $t_{p2}=3$  e 4 mm passa a ser proveniente de um fenómeno de tração em vez de compressão que se registava anteriormente, alterando-se assim a direção das tensões e deformações. Na deformação de arrancamento, apenas a junta com uma  $t_{p2}=4$  mm altera a sua direção de deformação. No caso das juntas adesivas que usam o adesivo SikaForce®7752 é notório que a transição para uma FL=30 mm já provoca algumas alterações nas juntas adesivas, nesta transição a tensão de arrancamento da junta com uma  $t_{p2}=4$  mm mantém-se sob efeitos de tração enquanto na deformação de arrancamento da junta, a junta adesiva com uma  $t_{p2}=3$  mm passa a possuir a mesma direção de deformação que a junta com uma  $t_{p2}=4$  mm. Em relação à FL=10 mm, a tensão de corte, a deformação de arrancamento e a deformação de corte nas juntas com uma  $t_{p2}$  superior a 2 mm passam a ter uma direção de aplicação contrário à verificada na FL=50 mm. A tensão de arrancamento da junta com uma  $t_{p2}=3$  mm passa a surgir devido a fenómenos de tração na camada adesiva.

O comportamento observado nos três adesivos, mostra que a maior ductilidade dos adesivos provoca uma maior sollicitação do comprimento de sobreposição, sendo que ocorre uma transição da sollicitação das extremidades para o interior da junta adesiva à medida que a ductilidade é maior. Esta transição é ainda mais acentuada com a alteração da FL. Em relação ao comportamento das juntas, nos três adesivos é visível que a junta com uma  $t_{p2}=1$  mm não sofre grandes oscilações de comportamento com a alteração do FL. A diminuição da FL em alguns casos referidos anteriormente, provoca no caso da tensão de arrancamento a instalação de tensões provenientes de forças de tração na extremidade próxima do raio de curvatura da camada de adesivo, o que indica que nestes casos em vez de se verificar um fenómeno de alavanca por parte do aderente em duplo L, observa-se um movimento ascendente de todo o aderente. Esta situação ocorreu para todos os adesivos estudados, mais comum em juntas com maiores  $t_{p2}$  e menores valores da FL. Contudo, é perceptível que quanto maior a ductilidade do adesivo este facto começa a surgir para maiores FL.

# CONCLUSÕES E PROPOSTAS DE TRABALHOS FUTUROS

- 4.1 Conclusões
- 4.2 Propostas de trabalhos futuros



## 4 CONCLUSÕES E PROPOSTAS DE TRABALHOS FUTUROS

### 4.1 Conclusões

Este trabalho teve como principal objetivo o estudo de juntas adesivas em T através de métodos numéricos, sendo que se destaca o uso do método sem malha *Radial Point Interpolation Method* (RPIM). A realização deste objetivo foi dividida em duas fases, cujas conclusões respetivamente são apresentadas de seguida separadamente.

#### **1ª fase: Previsão da $P_{máx}$ das juntas adesivas em duplo L (ou T) por dois métodos numéricos**

Numa primeira fase, consideraram-se juntas adesivas em alumínio com diferentes valores de espessura de aderente ( $t_{p2}$ ) e uma distância vertical constante entre a maxila da máquina universal de tração e a camada de adesivo (*free-length* - FL) igual a 50 mm. O FL era assim semelhante ao usado nos ensaios experimentais. A  $t_{p2}$  variava entre 1 e 4 mm em intervalos de 1 mm. Nas juntas adesivas foram usados três adesivos distintos, o Araldite®AV138, que se caracteriza por ter um comportamento frágil, o SikaForce®7752 com um comportamento dúctil, e o Araldite®2015, com um comportamento intermédio entre os outros dois adesivos.

A análise numérica das juntas adesivas foi feita através do Método de Elementos Finitos (MEF) e pelo RPIM, aos quais foram associados dois critérios de cedência. Habitualmente é usado o critério de cedência de von Mises (vM), mas este apresenta algumas limitações pois não considera a componente hidrostática da tensão no momento da ocorrência de cedência. Por considerar esta componente foi ainda usado o critério de Drucker-Prager exponencial (DPE). A determinação da ocorrência da rotura na camada adesiva das juntas adesivas foi conseguida com uma serie de critérios de rotura baseados em tensão e deformação. No caso do adesivo Araldite®AV138, a previsão é conseguida através de critérios de rotura com base na deformação. Para as diferentes  $t_{p2}$ , é possível fazer a previsão com o critério da deformação principal máxima ( $\varepsilon_{11}$ ) e o critério da deformação efetiva ( $\varepsilon_{ef}$ ). Já para o adesivo Araldite®2015 e o adesivo SikaForce®7752, é possível a aplicação do critério da tensão de arrancamento máxima ( $\sigma_{yy}$ ) em juntas com uma  $t_{p2}$  baixa. Apesar de para estes adesivos, com um comportamento mais dúctil, ser aconselhado o uso de critérios de rotura com base na deformação, foi verificado neste trabalho que o critério da tensão de arrancamento máxima ( $\sigma_{yy}$ ) era o único critério baseado em tensão que poderia ser utilizado em algumas juntas, pois fornecia uma previsão mais otimista em relação aos critérios que usavam a deformação. Nas restantes juntas adesivas foi utilizado o critério da

deformação efetiva ( $\varepsilon_{ef}$ ) ou o critério da deformação de arrancamento ( $\varepsilon_{yy}$ ). Portanto, verifica-se que a escolha do critério de rotura depende de fatores como a configuração da junta e dos materiais que a mesma possui, tal como verificou nos seus estudos. Por outro lado, os diferentes resultados obtidos em função do critério de rotura constituem uma limitação conhecida dos critérios da mecânica dos meios contínuos [8, 40].

A partir da determinação da rotura é possível estabelecer a curva força-deslocamento ( $P-\delta$ ) e fazer a previsão da resistência da junta adesiva. As diversas curvas  $P-\delta$  foram obtidas através da combinação entre os métodos numéricos e os dois critérios de cedência em estudo. As quatro combinações em estudo conseguiram recriar as curvas experimentais, apesar de existirem diferenças no momento da rotura. Em relação ao valor de carga máxima ( $P_{máx}$ ) registado, é possível observar que este parâmetro sofre um incremento à medida que existe um maior valor de  $t_{p2}$ . Assim, é estabelecida uma relação de dependência entre o aumento de  $P_{máx}$ . Por outro lado, o incremento de rigidez ocorrido pelo aumento de espessura do substrato. O comportamento dos adesivos em estudo, também influencia o valor que a  $P_{máx}$  atinge, sendo que um maior grau de ductilidade de um adesivo permite a obtenção de maiores valores de  $P_{máx}$ . Contudo, nas juntas com uma baixa  $t_{p2}$ , o aumento da  $P_{máx}$  não é tão significativo em relação às juntas com maiores  $t_{p2}$ . O comportamento relativo às curvas  $P-\delta$  e à  $P_{máx}$  nas análises numéricas coincide com o que foi registado nos dados experimentais. A partir dos dados numéricos foi possível realizar uma análise das tensões e deformações da camada adesiva.

No caso da tensão e da deformação de arrancamento, estas componentes tem um comportamento semelhante com o aumento da  $t_{p2}$  para os adesivos Aradite®AV138 e Araldite®2015. Assim, com o aumento da  $t_{p2}$ , a extremidade próxima do raio de curvatura sofre uma diminuição do fenómeno de tração, enquanto na outra extremidade há um aumento do fenómeno de compressão. Já para o SikaForce®7752 a relação mantém-se à exceção da junta com uma  $t_{p2}$  de 4 mm, pois esta apresenta um comportamento de tração na extremidade livre. No caso da tensão e da deformação de corte, para os adesivos Aradite®AV138 e Araldite®2015, os valores de tensão em ambas as extremidades aproximam-se um do outro com o aumento da  $t_{p2}$ . Por outro lado, as juntas com  $t_{p2}$  inferiores a 3 mm tem um pico de tensão na extremidade próxima do raio de curvatura inferior ao registado na extremidade livre, enquanto o contrário se sucede para  $t_{p2}$  superiores a 2 mm. Já no caso da deformação, em ambos os adesivos o pico próximo da extremidade próxima do raio de curvatura é aquele que apresenta uma deformação maior. Já para o SikaForce®7752 as juntas apresentam um comportamento semelhante, sendo que a junta com uma  $t_{p2}=4$  mm destaca-se pelo facto de alterar a sua direção da tensão de corte, enquanto a deformação mantém a tendência registada nas restantes juntas. O aumento da  $t_{p2}$  provoca nas juntas adesivas uma melhor distribuição de tensões através da camada de adesivo o que se traduz numa maior resistência da junta adesiva.

A partir das curvas de tensão e de deformação foi possível fazer a comparação entre as combinações do método de análise e do critério de cedência. Nos três adesivos, é possível observar para cada  $t_{p2}$  estudado uma semelhança na forma das curvas de tensão e deformação para as diferentes combinações. Contudo, uma observação mais detalhada mostra que as curvas obtidas com o RPIM apresentam uma melhor definição do que as curvas com o MEF. Apesar de os dois métodos terem a mesma distribuição nodal, o RPIM consegue gerar campos de tensão mais suaves, evitando assim a presença de algum ruído nas zonas mais solicitadas da junta. A comparação entre os dois critérios de cedência usados mostra que, para os três adesivos estudados, o critério de DPE consegue caracterizar melhor as tensões e as deformações que surgem na camada adesiva. Nas zonas de maior solicitação da camada adesiva, as tensões obtidas com o critério de DPE são mais elevadas do que as alcançadas com o critério de vM para o mesmo deslocamento imposto.

O estudo realizado sobre a deformação plástica efetiva da camada adesiva mostrou no caso do adesivo Araldite®AV138 para os diferentes  $t_{p2}$ , que, existia plastificação numa extremidade da junta adesiva. Já para o adesivo Araldite®2015 existia uma plastificação nas duas extremidades, enquanto para o adesivo SikaForce®7752 todo o comprimento de sobreposição ( $L_o$ ) encontrava-se plastificado. A plastificação do adesivo está relacionada diretamente com o seu comportamento próprio, portanto é normal que a deformação plástica seja mais pronunciada no adesivo com um comportamento mais dúctil. Também é possível constatar para os três adesivos que o aumento do valor de  $t_{p2}$  permite diminuir a magnitude da deformação plástica na extremidade próxima do raio de curvatura, apesar de, no caso dos dois adesivos mais dúcteis, a magnitude da deformação aumenta ao longo do  $L_o$ . No caso de adesivos dúcteis, os esforços são suportados ao longo de todo o  $L_o$ , enquanto para um comportamento frágil apenas os extremos suportam a carga exercida na camada adesiva. Devido ao facto de se observar a presença de deformação plástica em todas as juntas adesivas, pode-se afirmar que em todos os casos a camada adesiva já plastificou.

A previsão de resistência feita às juntas adesivas com o Araldite®AV138 mostrou que as diferentes combinações tinham uma grande proximidade em relação à  $P_{máx}$  registada experimentalmente, apesar de as previsões serem superiores aos resultados experimentais à exceção de  $t_{p2}=4$  mm. Para a  $t_{p2}=4$  mm, os resultados previstos em todas as combinações foram inferiores aos dados experimentais. A análise feita às diversas combinações dos métodos de análise com os critérios de cedência, mostrou que para o Araldite®AV138, as previsões baseadas no MEF associado ao critério de vM são aceitáveis, isto devido ao rápido tempo de simulação e ao facto de se estar perante um adesivo frágil. Para este adesivo os resultados obtidos com o uso do critério de DPE são semelhantes aos alcançados com o critério de vM devido ao baixo valor do parâmetro de sensibilidade à tensão hidrostática. Em relação ao adesivo Araldite®2015, as previsões obtidas com o MEF encontram-se distantes dos dados experimentais em relação ao RPIM. Esta diferença deve-se ao facto de o RPIM ser um método sem malha

que na análise de adesivos dúcteis não apresenta os problemas de distorção de malha comuns aos métodos sem malha. Apesar da proximidade da previsão na combinação entre o RPIM e os dois critérios de cedência, neste adesivo o critério de DPE já se começa a destacar pela maior proximidade em relação à  $P_{máx}$  experimental. As previsões obtidas com a combinação RPIM com o critério de DPE para este adesivo são bastante boas, indicando assim que a combinação entre o método e o critério de cedência é acertada. Em relação ao adesivo SikaForce®7752 há um distanciamento entre a previsão obtida e a  $P_{máx}$  experimental. A previsão é bastante inferior ao esperado, apesar de as previsões mais próximas terem sido encontradas com a mesma combinação usada para o adesivo Araldite®2015. A diferença deve-se sobretudo à maior ductilidade deste adesivo e ao facto de a formulação do *software* FEMAS® ser baseada em pequenas deformações. Esta formulação não é assim a ideal para ser usada visto que fornece previsões muito conservadoras. Apesar das limitações que provoca na previsão, a formulação pode ser usada em métodos que permitam prever de modo conservativo a resistência de estruturas cujo peso não é fator muito importante.

### **2ª fase: Previsão da $P_{máx}$ das juntas adesivas em duplo (ou T) com diferentes comprimentos de FL**

Numa segunda fase de estudo, foi efetuado um estudo numérico às juntas adesivas variando apenas a distância de FL. Este estudo pretende assim comprovar se a resistência da junta adesiva está dependente da rigidez do aderente superior. Para aumentar a rigidez, a FL é reduzida, desde os 50 mm usados na primeira fase, para valores de 30 e 10 mm. Para cada adesivo, foi usada a combinação entre o método de análise e o critério de cedência que na primeira fase forneceram os melhores resultados.

No caso do adesivo Araldite®AV138, a previsão foi conseguida através de critérios de rotura com base na deformação. Ao longo das diferentes FL, para os vários valores de  $t_{p2}$ , é possível obter uma previsão similar (o mesmo incremento na curva  $P-\delta$ ), graças ao uso do critério da deformação efetiva ( $\varepsilon_{ef}$ ). Nos outros dois adesivos, foi possível constatar que, para uma  $t_{p2}=1$  mm, a diminuição da FL não impediu a utilização do critério da tensão de arrancamento máxima ( $\sigma_{yy}$ ). Nos restantes  $t_{p2}$ , em ambos os adesivos, a previsão foi sempre alcançada com o critério da deformação efetiva ( $\varepsilon_{ef}$ ) ou com o critério da deformação de arrancamento ( $\varepsilon_{yy}$ ).

A diminuição da FL provocou um comportamento semelhante nos três adesivos em estudo, visto que houve um aumento da rigidez e, em consequência, dos valores de carga suportados pelas juntas adesivas, tal como as curvas  $P-\delta$  o demonstram. A FL=10 mm é aquela que se destaca pelas curvas  $P-\delta$  com uma maior rigidez. A análise de tensão e deformação mostrou que as juntas adesivas com  $t_{p2}=1$  mm sofriam poucas alterações com a diminuição da FL. Apenas há a ligeiro aumento da magnitude da tensão e deformação, comportamento que se observou semelhante em todos os adesivos. Em relação às restantes juntas adesivas, é difícil estabelecer relações que estejam ligadas à

variação do  $t_{p2}$  ou da FL. Assim, cada junta apresenta um comportamento próprio que pode apresentar algumas semelhanças com as restantes.

A previsão de resistência permitiu mostrar que se consegue alcançar maiores valores de  $P_{máx}$  com menores FL. Analisando a transição entre as diferentes FL, é possível observar na maioria das juntas adesivas um incremento inferior da resistência de uma junta com uma FL de 50 mm para uma de 30 mm, em relação à transição entre a FL de 30 mm e a de 10 mm. Este facto deve-se sobretudo à maior restrição do aderente em L e ao consequente aumento da rigidez. Também é possível observar, no caso do adesivo Araldite® AV138, que o incremento da resistência de 128,55% para a junta com  $t_{p2}=4$  mm é o mais elevado na transição 50-30 mm, enquanto o incremento de 164,81% para a junta com  $t_{p2}=2$  mm é o mais baixo na transição 30-10 mm. Isto mostra que, para este adesivo, o aumento de rigidez provocado sobre a junta adesiva permite melhorar a resistência da camada adesiva deste adesivo frágil de uma forma bastante evidente. Para o adesivo Araldite® 2015, o incremento da resistência de 158,28% para a junta com  $t_{p2}=2$  mm é o mais elevado na transição 50-30 mm, enquanto o incremento de 127,89% para a junta com  $t_{p2}=4$  mm é o mais baixo na transição 30-10 mm. Já o adesivo SikaForce® 7752, o incremento da resistência de 128,66% para a junta com  $t_{p2}=3$  mm é o mais elevado na transição 50-30 mm, enquanto o incremento de 126,93% para a junta com  $t_{p2}=3$  mm é o mais baixo na transição 30-10 mm. No caso dos adesivos com um comportamento mais dúctil (Araldite® 2015 e SikaForce® 7752), apesar de haver um aumento de resistência, já não se verifica o comportamento observado com o adesivo frágil. Em alguns casos, os incrementos ocorridos entre as diversas transições são bastante próximos entre si ou mesmo inferiores com a redução da FL. A redução da FL também altera o comportamento da junta pois limita a forma como os substratos metálicos em duplo L se movimentam durante o processo carregamento. Assim, as juntas adesivas deixam de estar sujeitas a arrancamento para passarem a estar sujeitas a um efeito de clivagem.

#### 4.2 Propostas de trabalhos futuros

O trabalho aqui apresentado poderá no futuro servir como uma base de trabalho para diversos estudos que tenham por base juntas adesivas em duplo L (ou T). Para o delineamento de trabalhos futuros sugerem-se as seguintes propostas:

- Realização de um estudo numérico e experimental com o adesivo SikaForce® 7752 que melhore as previsões. Pode ser abordada uma técnica que utilize uma formulação baseada em grandes deformações, o que poderá melhorar a análise de adesivos com comportamentos bastante dúcteis;
- No caso do estudo da FL, as análises numéricas aqui realizadas devem ser validadas com dados experimentais, o que para além de permitir a determinação da resistência da junta adesiva, ainda é poderá fornecer informação sobre o processo de deformação da junta adesiva ao longo de um ensaio experimental.



**BIBLIOGRAFIA E OUTRAS FONTES  
DE INFORMAÇÃO**



## 5 BIBLIOGRAFIA E OUTRAS FONTES DE INFORMAÇÃO

1. Koller, J., U. Baumer, e D. Mania, *High-tech in the Middle Palaeolithic: Neandertal-manufactured pitch identified*. *European Journal of Archaeology*, 2001. **4**(3): p. 385-397.
2. Bogue, R.H., *The chemistry and technology of gelatin and glue*. 1 ed. 1922, United States, New York: McGraw-Hill.
3. Adams, R.D., *Adhesive bonding: science, technology and applications*. 2005, England, Cambridge: Elsevier.
4. Judge, A.W., *Aircraft and Automobile Materials of Construction*. 1921, United States, London: Sir I. Pitman & sons, Limited.
5. Wood, A.D., *Plywoods of the world, their development, manufacture and application*. 1963: London.
6. Petrie, E.M., *Handbook of adhesives and sealants*. 1 ed. 2000, United States, New York: McGraw-Hill.
7. Lees, W.A., *Modified Epoxides; Practical Aspects of Toughening*. *The Journal of Adhesion*, 1981. **12**(3): p. 233-240.
8. Campilho, R.D.S.G., *Strength prediction of adhesively-bonded joints*. 1 ed. 2017, United States, Boca Raton: CRC Press.
9. da Silva, L.F.M., A. Öchsner, e R.D. Adams, *Handbook of adhesion technology*. 1 ed. 2011, Germany, Berlin, Heidelberg: Springer Science & Business Media.
10. da Silva, L.F.M., A.G. de Magalhaes, e M.F.S.F. de Moura, *Juntas adesivas estruturais*. 2007, Portugal, Porto: Publindústria Portugal.
11. Dragoni, E., *Effect of anaerobic threadlockers on the fatigue strength of threaded connections*. *International Journal of Materials Product Technology*, 1999. **14**(5-6): p. 445-455.
12. Silva, F.J.G., *Tecnologia da soldadura: Uma abordagem técnico-didática*. Edições Técnicas. 2014, Portugal, Porto: Publindústria
13. Voiutskii, S.S., *Autohesion and adhesion of high polymers*. 1963, United States, New York: Interscience Publishers.
14. Deryagin, B. e N. Krotova, *Elektricheskaya Teoriya Adgezii (Prilipaniya) Plenok K Tverdym Poverkhnostyam*. *Doklady Akademii Nauk SSSR*, 1948. **61**(5): p. 849-852.
15. Adams, R.D., J. Comyn, e W.C. Wake, *Structural adhesive joints in engineering*. 2 ed. 1997, England, London: Springer Science & Business Media.
16. Cognard, P., *Handbook of adhesives and sealants: basic concepts and high tech bonding*. *Handbook of Adhesives and Sealants*. Vol. 1. 2005, England, Oxford: Elsevier.

17. Bishopp, J.A., *The history of Redux® and the Redux bonding process*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 1997. **17**(4): p. 287-301.
18. Banea, M.D., L.F.M. da Silva, R.J.C. Carbas, e R.D.S.G. Campilho, *Effect of material on the mechanical behaviour of adhesive joints for the automotive industry*. Journal of Adhesion Science and Technology, 2017. **31**(6): p. 663-676.
19. Dilger, K., B. Burchardt, e M. Frauenhofer, *Automotive Industry*, in *Handbook of Adhesion Technology*, L.F.M. da Silva, A. Öchsner, and R.D. Adams, Editors. 2018, Springer International Publishing: Cham. p. 1333-1366.
20. Banea, M.D., M. Rosioara, R.J.C. Carbas, e L.F.M. da Silva, *Multi-material adhesive joints for automotive industry*. Composites Part B: Engineering, 2018. **151**: p. 71-77.
21. Barnes, T.A. e I.R. Pashby, *Joining techniques for aluminium spaceframes used in automobiles: Part II — adhesive bonding and mechanical fasteners*. Journal of Materials Processing Technology, 2000. **99**(1): p. 72-79.
22. Savage, G., *Formula 1 Composites Engineering*. Engineering Failure Analysis, 2010. **17**(1): p. 92-115.
23. Kochan, A., *Lotus: aluminium extrusions and adhesives*. Assembly Automation, 1996. **16**(4): p. 19-21.
24. Loureiro, A.L., L.F.M. Da Silva, C. Sato, e M.A.V. Figueiredo, *Comparison of the mechanical behaviour between stiff and flexible adhesive joints for the automotive industry*. The Journal of Adhesion, 2010. **86**(7): p. 765-787.
25. Davies, P., *Marine Industry*, in *Handbook of Adhesion Technology*, L.F.M. da Silva, A. Öchsner, and R.D. Adams, Editors. 2018, Springer International Publishing: Cham. p. 1391-1417.
26. Volkersen, O., *Die Nietkraftverteilung in zugbeanspruchten Nietverbindungen mit konstanten Laschenquerschnitten*. Jahrbuch der Deutschen Luftfahrtforschung, 1938. **15**: p. 41-47.
27. Goland, M. e E. Reissner, *The stress in cemented joints*. J. Appl. Mech, 1944. **66**: p. A17-A27.
28. Hart-Smith, L.J., *Adhesive-bonded single-lap joints*, in *NASA CR-112236*. 1973, National Aeronautics and Space Administration: Langley Research Center, Hampton, Virginia.
29. Hart-Smith, L.J., *Adhesive-bonded double-Lap*, in *NASA CR-112235*. 1973, National Aeronautics and Space Administration: Langley Research Center, Hampton, Virginia.
30. Quispe Rodríguez, R., W.P. de Paiva, P. Sollero, M.R. Bertoni Rodrigues, e É.L. de Albuquerque, *Failure criteria for adhesively bonded joints*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2012. **37**: p. 26-36.
31. Ramalho, L.D.C., R.D.S.G. Campilho, J. Belinha, e L.F.M. da Silva, *Static strength prediction of adhesive joints: A review*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2020. **96**: p. 102451.
32. Adams, R.D. e N.A. Peppiatt, *Stress analysis of adhesive-bonded lap joints*. Journal of strain analysis, 1974. **9**(3): p. 185-196.
33. Harris, J.A. e R.A. Adams, *Strength prediction of bonded single lap joints by non-linear finite element methods*. International journal of adhesion adhesives, 1984. **4**(2): p. 65-78.

34. Greenwood, L., *The Strength of a Lap Joint, in Aspects of Adhesion*, in D. Alner. 1969, University of London Press: London.
35. da Silva, L.F.M., R.J.C. Carbas, G.W. Critchlow, M.A.V. Figueiredo, e K. Brown, *Effect of material, geometry, surface treatment and environment on the shear strength of single lap joints*. International Journal of Adhesion Adhesives, 2009. **29**(6): p. 621-632.
36. Adams, R.D. e J.A. Harris, *The influence of local geometry on the strength of adhesive joints*. International Journal of Adhesion Adhesives, 1987. **7**(2): p. 69-80.
37. Zhao, X., R.D. Adams, e L.F.M. da Silva, *Single lap joints with rounded adherend corners: experimental results and strength prediction*. Journal of Adhesion Science Technology, 2011. **25**(8): p. 837-856.
38. Zhao, X., R.D. Adams, e L.F.M. da Silva, *Single lap joints with rounded adherend corners: stress and strain analysis*. Journal of Adhesion Science Technology, 2011. **25**(8): p. 819-836.
39. da Silva, L.F.M. e R.D.S.G. Campilho, *Advances in numerical modelling of adhesive joints*, in *Advances in numerical modeling of adhesive joints*. 2012, Springer: Berlin, Heidelberg. p. 1-93.
40. Panigrahi, S.K. e B. Pradhan, *Three dimensional failure analysis and damage propagation behavior of adhesively bonded single lap joints in laminated FRP composites*. Journal of Reinforced plastics Composites Part B: Engineering, 2007. **26**(2): p. 183-201.
41. Williams, M.L., *The stresses around a fault or crack in dissimilar media*. Bulletin of the seismological society of America, 1959. **49**(2): p. 199-204.
42. Griffith, A.A., VI. *The phenomena of rupture and flow in solids*. Philosophical transactions of the royal society of london. Series A, containing papers of a mathematical or physical character, 1921. **221**(582-593): p. 163-198.
43. Rice, J.R., *A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks*. Journal of Applied Mechanics, 1968. **35**(2): p. 379-386.
44. Rybicki, E.F. e M. Kanninen, *A finite element calculation of stress intensity factors by a modified crack closure integral*. Engineering fracture mechanics, 1977. **9**(4): p. 931-938.
45. Hutchinson, J.W., *Plastic stress and strain fields at a crack tip*. Journal of the Mechanics Physics of Solids, 1968. **16**(5): p. 337-342.
46. Dugdale, D.S., *Yielding of steel sheets containing slits*. Journal of the Mechanics Physics of Solids, 1960. **8**(2): p. 100-104.
47. Leguillon, D., *Strength or toughness? A criterion for crack onset at a notch*. European Journal of Mechanics-A/Solids, 2002. **21**(1): p. 61-72.
48. Fernlund, G. e J.K. Spelt, *Failure load prediction of structural adhesive joints: Part 1: Analytical method*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 1991. **11**(4): p. 213-220.
49. Barenblatt, G., *The formation of equilibrium cracks during brittle fracture. General ideas and hypotheses. Axially-symmetric cracks*. Journal of Applied Mathematics and Mechanics, 1959. **23**(3): p. 622-636.

50. Allix, O. e A. Corigliano, *Modeling and simulation of crack propagation in mixed-modes interlaminar fracture specimens*. International journal of Fracture, 1996. **77**(2): p. 111-140.
51. Alfano, G. e M. Crisfield, *Finite element interface models for the delamination analysis of laminated composites: mechanical and computational issues*. International journal for numerical methods in engineering, 2001. **50**(7): p. 1701-1736.
52. Chandra, N., H. Li, C. Shet, e H. Ghonem, *Some issues in the application of cohesive zone models for metal-ceramic interfaces*. International Journal of Solids Structures, 2002. **39**(10): p. 2827-2855.
53. Chen, J., *Predicting progressive delamination of stiffened fibre-composite panel and repaired sandwich panel by decohesion models*. Journal of Thermoplastic Composite Materials, 2002. **15**(5): p. 429-442.
54. Kafkalidis, M.S. e M.D. Thouless, *The effects of geometry and material properties on the fracture of single lap-shear joints*. International Journal of Solids Structures, 2002. **39**(17): p. 4367-4383.
55. Pinto, A.M.G., A.G. Magalhães, R.D.S.G. Campilho, M.F.S.F. de Moura, e A.P.M. Baptista, *Single-lap joints of similar and dissimilar adherends bonded with an acrylic adhesive*. The Journal of Adhesion, 2009. **85**(6): p. 351-376.
56. Duan, K., X. Hu, e Y.-W. Mai, *Substrate constraint and adhesive thickness effects on fracture toughness of adhesive joints*. Journal of Adhesion Science Technology, 2004. **18**(1): p. 39-53.
57. Turon, A., J. Costa, P.P. Camanho, e C.G. Dávila, *Simulation of delamination in composites under high-cycle fatigue*. Composites Part A: applied science manufacturing, 2007. **38**(11): p. 2270-2282.
58. Yang, Q.D. e M.D. Thouless, *Mixed-mode fracture analyses of plastically-deforming adhesive joints*. International Journal of Fracture, 2001. **110**(2): p. 175-187.
59. de Moura, M.F.S.F., J.P.M. Gonçalves, A.T. Marques, e P.M.S.T. de Castro, *Prediction of compressive strength of carbon-epoxy laminates containing delamination by using a mixed-mode damage model*. Composite Structures, 2000. **50**(2): p. 151-157.
60. Campilho, R.D.S.G., M.F.S.F. de Moura, J.J.M.S. Domingues, e J.J.L. Morais, *Computational modelling of the residual strength of repaired composite laminates using a cohesive damage model*. Journal of Adhesion Science Technology, 2008. **22**(13): p. 1565-1591.
61. de Moura, M.F.S.F., R.D.S.G. Campilho, e J.P.M. Gonçalves, *Crack equivalent concept applied to the fracture characterization of bonded joints under pure mode I loading*. Composites Science Technology, 2008. **68**(10-11): p. 2224-2230.
62. de Moura, M.F.S.F., R.D.S.G. Campilho, e J.P.M. Gonçalves, *Pure mode II fracture characterization of composite bonded joints*. International Journal of Solids Structures, 2009. **46**(6): p. 1589-1595.
63. Daudeville, L. e P. Ladeveze, *A damage mechanics tool for laminate delamination*. Composite Structures, 1993. **25**(1-4): p. 547-555.
64. Khoramishad, H., A.D. Crocombe, K.B. Katnam, e I.A. Ashcroft, *Predicting fatigue damage in adhesively bonded joints using a cohesive zone model*. International Journal of fatigue, 2010. **32**(7): p. 1146-1158.

65. Kattan, P.I. e G.Z. Voyiadjis, *Damage mechanics with finite elements: practical applications with computer tools*. 2002, Germany, Berlin, Heidelberg: Springer Science & Business Media.
66. Imanaka, M., T. Hamano, A. Morimoto, R. Ashino, e M. Kimoto, *Fatigue damage evaluation of adhesively bonded butt joints with a rubber-modified epoxy adhesive*. *Journal of Adhesion Science Technology*, 2003. **17**(7): p. 981-994.
67. Shenoy, V., I.A. Ashcroft, G.W. Critchlow, e A.D. Crocombe, *Fracture mechanics and damage mechanics based fatigue lifetime prediction of adhesively bonded joints subjected to variable amplitude fatigue*. *Engineering Fracture Mechanics*, 2010. **77**(7): p. 1073-1090.
68. Mohammadi, S., *Extended finite element method: for fracture analysis of structures*. 2008, United States, Oxford: Blackwell Publishing.
69. Belytschko, T. e T. Black, *Elastic crack growth in finite elements with minimal remeshing*. *International journal for numerical methods in engineering*, 1999. **45**(5): p. 601-620.
70. Moës, N., J. Dolbow, e T. Belytschko, *A finite element method for crack growth without remeshing*. *International journal for numerical methods in engineering*, 1999. **46**(1): p. 131-150.
71. Broumand, P., A. Khoei, e Design, *X-FEM modeling of dynamic ductile fracture problems with a nonlocal damage-viscoplasticity model*. *Finite Elements in Analysis and Design*, 2015. **99**: p. 49-67.
72. Abaqus®, *Documentation*. 2013, Dassault Systemes, Vélizy-Villacoublay, France.
73. Wu, C., C. Chen, L. He, e W. Yan, *Comparison on damage tolerance of scarf and stepped-lap bonded composite joints under quasi-static loading*. *Composites Part B: Engineering*, 2018. **155**: p. 19-30.
74. Le Pavic, J., G. Stamoulis, T. Bonnemains, D. Da Silva, e D. Thévenet, *Fast failure prediction of adhesively bonded structures using a coupled stress-energetic failure criterion*. *Fatigue Fracture of Engineering Materials Structures*, 2019. **42**(3): p. 627-639.
75. Zhang, Q., X. Cheng, Y. Cheng, W. Li, e R. Hu, *Investigation of tensile behavior and influence factors of composite-to-metal 2D-scarf bonded joint*. *Engineering Structures*, 2019. **180**: p. 284-294.
76. Rocha, R.J.B. e R.D.S.G. 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.
77. Machado, R.M.D., R.D.S.G. Campilho, e R.J.B. Rocha, *Extended finite element modelling of aluminium stepped-adhesive joints*. *The Journal of Adhesion*, 2019. **95**(5-7): p. 450-473.
78. Belinha, J., *Meshless methods: the future of computational biomechanical simulation*. *Biom. Biostat*, 2016. **7**(325): p. 10.4172.
79. Atluri, S.N., J.Y. Cho, e H.G. Kim, *Analysis of thin beams, using the meshless local Petrov-Galerkin method, with generalized moving least squares interpolations*. *Computational Mechanics*, 1999. **24**(5): p. 334-347.
80. Wu, Y.L., G.R. Liu, e Y.T. Gu, *Application of Meshless Local Petrov-Galerkin (MLPG) Approach to Simulation of Incompressible Flow*. *Numerical Heat Transfer, Part B: Fundamentals*, 2005. **48**(5): p. 459-475.

81. Gingold, R.A. e J.J. Monaghan, *Smoothed particle hydrodynamics: theory and application to non-spherical stars*. Monthly notices of the royal astronomical society, 1977. **181**(3): p. 375-389.
82. Mubashar, A. e I.A. Ashcroft, *Comparison of cohesive zone elements and smoothed particle hydrodynamics for failure prediction of single lap adhesive joints*. The Journal of Adhesion, 2017. **93**(6): p. 444-460.
83. Belytscho, T., Y. Lu, e L. Gu, *Element-free galerkin methods*. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 1994. **37**(2): p. 229-256.
84. Atluri, S.N. e T. Zhu, *A new meshless local Petrov-Galerkin (MLPG) approach in computational mechanics*. Computational mechanics, 1998. **22**(2): p. 117-127.
85. Chen, J.S., C. Pan, C.T. Wu, e W.K. Liu, *Reproducing Kernel Particle Methods for large deformation analysis of non-linear structures*. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 1996. **139**(1): p. 195-227.
86. Liu, G.R. e Y.T. Gu, *A point interpolation method for two-dimensional solids*. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 2001. **50**(4): p. 937-951.
87. Wang, J.G. e G.R. Liu, *A point interpolation meshless method based on radial basis functions*. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 2002. **54**(11): p. 1623-1648.
88. Dinis, L.M.J.S., R.M. Natal Jorge, e J. Belinha, *Analysis of 3D solids using the natural neighbour radial point interpolation method*. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 2007. **196**(13): p. 2009-2028.
89. Zhang, G.M. e R.C. Batra, *Symmetric smoothed particle hydrodynamics (SSPH) method and its application to elastic problems*. Computational Mechanics, 2009. **43**(3): p. 321-340.
90. Belinha, J., L.M.J.S. Dinis, e R.M. Natal Jorge, *The natural radial element method*. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 2013. **93**(12): p. 1286-1313.
91. Ifis, A., F. Bilteryst, e M. Nouari, *Transient thermomechanical analysis of thin layers using a hybrid "MAX-FEM" model*. Finite Elements in Analysis and Design, 2013. **69**: p. 73-87.
92. Zienkiewicz, O.C. e R.L. Taylor, *The finite element method for solid and structural mechanics*. 6 ed. 2005, England, Oxford: Elsevier.
93. Belinha, J., *Meshless methods in biomechanics* 1ed. Lecture Notes in Computational Vision and Biomechanics. 2014, Switzerland, Cham: Springer International Publishing.
94. Belinha, J., A.L. Araújo, A.J.M. Ferreira, L.M.J.S. Dinis, e R.M. Natal Jorge, *The analysis of laminated plates using distinct advanced discretization meshless techniques*. Composite Structures, 2016. **143**: p. 165-179.
95. Wang, J.G. e G.R. Liu, *On the optimal shape parameters of radial basis functions used for 2-D meshless methods*. Computer methods in applied mechanics engineering Analysis with Boundary Elements, 2002. **191**(23-24): p. 2611-2630.
96. Kansa, E.J., *Multiquadrics—A scattered data approximation scheme with applications to computational fluid-dynamics—I surface approximations and partial derivative estimates*. Computers Mathematics with applications, 1990. **19**(8-9): p. 127-145.

97. Kansa, E.J., *Multiquadrics—A scattered data approximation scheme with applications to computational fluid-dynamics—II solutions to parabolic, hyperbolic and elliptic partial differential equations*. Computers mathematics with applications, 1990. **19**(8-9): p. 147-161.
98. Braun, J. e M. Sambridge, *A numerical method for solving partial differential equations on highly irregular evolving grids*. Nature, 1995. **376**(6542): p. 655-660.
99. Voronoi, G., *Nouvelles applications des paramètres continus à la théorie des formes quadratiques. Deuxième mémoire. Recherches sur les paralléloèdres primitifs*. Journal für die reine und angewandte Mathematik, 1908(134): p. 198-287.
100. Delaunay, B., *Sur la sphère vide. A la mémoire de Georges Vorono*. Bulletin de l'Académie des Sciences de l'URSS. Classe des sciences mathématiques et naturelles, 1934. **6**: p. 793.
101. Sibson, R. *A vector identity for the dirichlet tessellation*. in *Mathematical Proceedings of the Cambridge Philosophical Society*. 1980. Cambridge University Press.
102. Hardy, R.L., *Theory and applications of the multiquadric-biharmonic method 20 years of discovery 1968–1988*. Computers Mathematics with Applications, 1990. **19**(8-9): p. 163-208.
103. Belinha, J., A. Araújo, A. Ferreira, L. Dinis, e R.N. Jorge, *The analysis of laminated plates using distinct advanced discretization meshless techniques*. Composite Structures, 2016. **143**: p. 165-179.
104. Tsai, C.L., Y.L. Guan, D.C. Ohanehi, J.G. Dillard, D.A. Dillard, e R.C. Batra, *Analysis of cohesive failure in adhesively bonded joints with the SSPH meshless method*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2014. **51**: p. 67-80.
105. Ramalho, L.D.C., R.D.S.G. Campilho, e J. Belinha, *Single lap joint strength prediction using the radial point interpolation method and the critical longitudinal strain criterion*. Engineering Analysis with Boundary Elements, 2020. **113**: p. 268-276.
106. Ramalho, L.D.C., I.J. Sánchez-Arce, R.D.S.G. Campilho, e J. Belinha, *Strength Prediction of Composite Single Lap Joints Using the Radial Point Interpolation Method*. Composite Structures, 2020: p. 113228.
107. Sánchez-Arce, I.J., L.D.C. Ramalho, R.D.S.G. Campilho, e J. Belinha, *Material non-linearity in the numerical analysis of SLJ bonded with ductile adhesives: A meshless approach*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2021. **104**: p. 102716.
108. da Silva, L.F.M., D.A. Dillard, B. Blackman, e R.D. Adams, *Testing adhesive joints: best practices*. 2012, Germany, Weinheim: John Wiley & Sons.
109. ASTM D1876-08, *Standard Test Method for Peel Resistance of Adhesives (T-Peel Test)*, ASTM International, Editor. 2015: West Conshohocken.
110. ASTM D903-98, *Standard Test Method for Peel or Stripping Strength of Adhesive Bonds*, ASTM International, Editor. 2017: West Conshohocken.
111. ASTM D1781-98, *Standard Test Method for Climbing Drum Peel for Adhesives*, ASTM International, Editor. 2012: West Conshohocken.
112. ASTM D3167-10, *Standard Test Method for Floating Roller Peel Resistance of Adhesives*, ASTM International, Editor. 2017: West Conshohocken.

113. Carneiro, M.A.S., R.D.S.G. Campilho, e F.J.G. Silva, *Experimental and numerical analysis of adhesively-bonded T joints under peel loads*. Procedia Manufacturing, 2017. **13**: p. 51-58.
114. Campilho, R.D.S.G. e F. Moreira, *Use of the XFEM for the design of adhesively-bonded T-joints*. Frattura ed Integrità Strutturale, 2019. **13**(49): p. 435-449.
115. Ma, X., H. Liu, K. Bian, J. Lu, Q. Yang, e K. Xiong, *A numerical and experimental study on the multiple fracture progression of CFRP T-joints under pull-off load*. International Journal of Mechanical Sciences, 2020. **177**: p. 105541.
116. Apalak, M.K. e R. Davies, *Analysis and design of adhesively bonded corner joints*. International journal of adhesion adhesives, 1993. **13**(4): p. 219-235.
117. Li, W., L. Blunt, e K.J. Stout, *Analysis and design of adhesive-bonded tee joints*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 1997. **17**(4): p. 303-311.
118. Domingues, N.R.E., R.D.S.G. Campilho, R.J.C. Carbas, e L.F.M. da Silva, *Experimental and numerical failure analysis of aluminium/composite single-L joints*. International Journal of Adhesion Adhesives, 2016. **64**: p. 86-96.
119. Nimje, S.V. e S.K. Panigrahi, *Numerical simulation for stress and failure of functionally graded adhesively bonded tee joint of laminated FRP composite plates*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2014. **48**: p. 139-149.
120. Zhang, K., L. Li, Y. Duan, e Y. Li, *Experimental and theoretical stress analysis for an interface stress model of single-L adhesive joints between CFRP and aluminum components*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2014. **50**: p. 37-44.
121. Xará, J.T.S. e R.D.S.G. Campilho, *Strength estimation of hybrid single-L bonded joints by the eXtended Finite Element Method*. Composite Structures, 2018. **183**: p. 397-406.
122. Ferreira, J.A.M., R.D.S.G. Campilho, M.G. Cardoso, e F.J.G. Silva, *Numerical simulation of adhesively-bonded T-stiffeners by cohesive zone models*. Procedia Manufacturing, 2020. **51**: p. 870-877.
123. de Freitas, S.T. e J. Sinke, *Failure analysis of adhesively-bonded skin-to-stiffener joints: Metal-metal vs. composite-metal*. Engineering Failure Analysis, 2015. **56**: p. 2-13.
124. Ma, X., K. Bian, H. Liu, Y. Wang, e K. Xiong, *Numerical and experimental investigation of the interface properties and failure strength of CFRP T-Stiffeners subjected to pull-off load*. Materials & Design, 2020. **185**: p. 108231.
125. Carneiro, M.A.S., *Estudo experimental e numérico de juntas adesivas em T com aderentes de alumínio*, in Departamento de Engenharia Mecânica. 2016, ISEP: Porto, Portugal.
126. Moreira, F.J.P., *Validação do Método de Elementos Finitos eXtendido para a previsão do comportamento de juntas adesivas em T*, in Departamento de Engenharia Mecânica. 2017, ISEP: Porto, Portugal.
127. Campilho, R.D.S.G., A.M.G. Pinto, M.D. Banea, R.F. Silva, e L.F.M. da Silva, *Strength Improvement of Adhesively-Bonded Joints Using a Reverse-Bent Geometry*. Journal of Adhesion Science and Technology, 2011. **25**(18): p. 2351-2368.
128. Faneco, T.M.S., R.D.S.G. Campilho, F.J.G. Silva, e R.M. Lopes, *Strength and fracture characterization of a novel polyurethane adhesive for the automotive industry*. Journal of Testing Evaluation, 2017. **45**(2): p. 398-407.

129. Campilho, R.D.S.G., M.D. Banea, A.M.G. Pinto, L.F.M. da Silva, e A. de Jesus, *Strength prediction of single-and double-lap joints by standard and extended finite element modelling*. International Journal of Adhesion Adhesives, 2011. **31**(5): p. 363-372.
130. de Souza Neto, E.A., D. Perić, e D.R.J. Owen, *Computational methods for plasticity, theory and applications*. 2008, Chichester, West Sussex, UK: John Wiley and Sons Ltd. 816-816.
131. de Borst, R., M.A. Crisfield, J.J. Remmers, e C.V. Verhoosel, *Nonlinear finite element analysis of solids and structures*. 2012, Chichester, West Sussex, UK: John Wiley & Sons.
132. Dean, G., L. Crocker, B. Read, e L. Wright, *Prediction of deformation and failure of rubber-toughened adhesive joints*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2004. **24**(4): p. 295-306.
133. Crocombe, A.D. e A.J. Kinloch, *Review of adhesive bond failure criteria*, in *MTS Adhesives Project*. 1994, AEA Technology: Oxfordshire, United Kingdom.
134. Broughton, W., L. Crocker, e J. Urquhart, *Strength of adhesive joints: a parametric study*. 2001, National Physical Laboratory: Teddington, Middlesex.
135. Hart-Smith, L.J., *Designing to minimize peel stresses in adhesive-bonded joints, in Delamination and debonding of materials*. 1985, ASTM International.
136. Crocombe, A.D., D.A. Bigwood, e G. Richardson, *Analysing structural adhesive joints for failure*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 1990. **10**(3): p. 167-178.
137. Sánchez-Arce, I.J., L.D.C. Ramalho, R.D.S.G. Campilho, e J. Belinha, *Meshless analysis of substrate stiffness and its effect on metallic double-L joint strength and stress distributions*. Engineering Analysis with Boundary Elements, 2021. **125**: p. 190-200.
138. Adin, H., *The effect of angle on the strain of scarf lap joints subjected to tensile loads*. Journal Applied Mathematical Modelling, 2012. **36**(7): p. 2858-2867.
139. Lee, S.J. e D.G. Lee, *Development of a failure model for the adhesively bonded tubular single lap joint*. The Journal of Adhesion, 1992. **40**(1): p. 1-14.
140. Chowdhury, N.M., W.K. Chiu, J. Wang, e P. Chang, *Experimental and finite element studies of bolted, bonded and hybrid step lap joints of thick carbon fibre/epoxy panels used in aircraft structures*. Composites Part B: Engineering, 2016. **100**: p. 68-77.
141. Carneiro, M.A.S. e R.D.S.G. Campilho, *Analysis of adhesively-bonded T-joints by experimentation and cohesive zone models*. Journal of adhesion science Technology, 2017. **31**(18): p. 1998-2014.
142. de Sousa, C., R. Campilho, E. Marques, M. Costa, e L.F. da Silva, *Overview of different strength prediction techniques for single-lap bonded joints*. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials: Design Applications, 2017. **231**(1-2): p. 210-223.
143. Crisfield, M.A., *Non-Linear Finite Element Analysis of Solids and Structures. Volume 1: Essentials*. 1991, Chichester, West Sussex. UK: John Wiley & Sons, Ltd. 360-360.
144. Crisfield, M.A., *Non-Linear Finite Element Analysis of Solids and Structures. Volume 2: Advanced Topics*. 1997, Chichester, West Sussex. UK: John Wiley & Sons, Ltd. 509-509.

145. Sadeghi, M.Z., A. Gabener, J. Zimmermann, K. Saravana, J. Weiland, U. Reisgen, e K.U. Schroeder, *Failure load prediction of adhesively bonded single lap joints by using various FEM techniques*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2020. **97**: p. 102493-102493.
146. Özer, H. e Ö. Öz, *The use of the exponential Drucker-Prager material model for defining the failure loads of the mono and bi-adhesive joints*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2017. **76**: p. 17-29.