



Utilização de métodos de discretização avançada para a previsão da resistência estática de juntas adesivas

DANIEL MADUREIRA CARDOSO

dezembro de 2019

UTILIZAÇÃO DE MÉTODOS DE DISCRETIZAÇÃO AVANÇADA PARA A PREVISÃO DA RESISTÊNCIA ESTÁTICA DE JUNTAS ADESIVAS

Daniel Madureira Cardoso

1131253

2019

Instituto Superior de Engenharia do Porto

Departamento de Engenharia Mecânica



UTILIZAÇÃO DE MÉTODOS DE DISCRETIZAÇÃO AVANÇADA PARA A PREVISÃO DA RESISTÊNCIA ESTÁTICA DE JUNTAS ADESIVAS

Daniel Madureira Cardoso

1131253

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 e coorientação do Doutor Jorge Américo Oliveira Pinto Belinha, do Doutor Isidro de Jesús Sánchez Arce e do Mestre Luís Daniel Costa Ramalho.

2019

Instituto Superior de Engenharia do Porto

Departamento de Engenharia Mecânica

JÚRI

Presidente

Doutor Luís Carlos Ramos Nunes Pinto Ferreira

Professor adjunto, ISEP

Orientador

Doutor Raul Duarte Salgueiral Gomes Campilho

Professor Adjunto, ISEP

Coorientadores

Doutor Jorge Américo Oliveira Pinto Belinha

Professor Adjunto, ISEP

Doutor Isidro de Jesús Sánchez-Arce

Bolseiro de investigação, INEGI

Mestre Luís Daniel Costa Ramalho

Bolseiro de investigação, INEGI

Arguente

Doutor António Mendes Ferreira

Professor Catedrático, FEUP

AGRADECIMENTOS

Começo por demonstrar o meu profundo agradecimento ao Professor Doutor Raúl Duarte Salgueiral Gomes Campilho, que para além de todo o conhecimento transmitido, foi uma peça indispensável na motivação para o término desta etapa. Agradeço também ao Doutor Isidro de Jesús Sánchez Arce e ao Mestre Luís Daniel Costa Ramalho pelo suporte adicional dado.

Quero ainda agradecer a minha família pelo apoio incondicional dado até a data, principalmente os meus pais, irmã e namorada. Por último, mas não menos importante, aos meus colegas e amigos que me acompanharam ao longo destes anos, com os quais adquiri grande parte do conhecimento e que sempre me incentivaram a ir mais longe.

PALAVRAS CHAVE

Junta adesiva, adesivo estrutural, previsão de resistência, métodos analíticos, Método de Elementos Finitos, Modelos de Dano Coesivo, *Radial Point Interpolation Method*.

RESUMO

Uma vez que as ligações adesivas cada vez estão mais presentes na indústria e o seu dimensionamento é um dos fatores mais relevantes para o correto funcionamento das juntas, surgiu a necessidade de encontrar métodos que consigam prever o seu comportamento em funcionamento. Atualmente existem modelos analíticos de cálculo que não são suficientemente precisos, o que leva ao sobredimensionamento das ligações. Neste trabalho são estudados métodos numéricos que permitem prever o comportamento da junta, como o método de elementos finitos (MEF), o *Radial Point Interpolation Method* (RPIM) e os modelos de dano coesivo (MDC). Atualmente os métodos mais usados são o MEF e o MDC, uma vez que já foram alvo de grandes estudos e já estão validados pela literatura. No entanto, estes dois métodos exigem a criação de uma malha bastante refinada que muitas vezes se torna difícil de conseguir em estruturas de geometria complexa e exige um grande gasto computacional.

O objetivo principal com este trabalho é analisar e comparar o RPIM com os métodos já validados, MEF e MDC, e com os valores experimentais obtidos em trabalhos anteriores. Para este efeito foram testadas juntas de sobreposição simples utilizando adesivos de propriedades distintas, no caso o Araldite® AV138, Araldite® 2015 e SikaForce® 7888, e diferentes comprimentos de sobreposição (L_0), com o intuito de validar uma ferramenta que possa ser utilizada de forma universal para o dimensionamento de juntas adesivas.

Concluiu-se que o RPIM é um método bastante fiável no que toca à previsão da distribuição de tensões de corte e de arrancamento ao longo do adesivo. No entanto, este apresenta valores de carga máxima (P_{max}) bastante inferiores aos observados no trabalho experimental uma vez que não considera o domínio plástico dos materiais.

KEYWORDS

Adhesive joint, structural adhesive, analytical methods, Finite Element Method, Cohesive Zone Models, *Radial Point Interpolation Method*.

ABSTRACT

As adhesive bonds are increasingly present in the industry and their design is one of the most relevant factors for the correct functioning of joints, the need has come up to find methods that can predict their behaviour in operation. There are currently analytical methods for strength prediction that are not accurate enough, which leads to overdesign of the joints. In this work, numerical methods are studied to predict the joint behaviour, such as the Finite Element Method (FEM), the Radial Point Interpolation Method (RPIM) and Cohesive Zone Models (CZM). Currently, the most commonly used methods are FEM and CZM, as they have already been the subject of large studies and are already validated in the literature. However, these two methods require the creation of a very refined mesh that is often difficult to achieve in complex geometry structures and requires a large computational cost.

The main objective of this work is to analyse and compare the RPIM with the already validated methods, FEM and CZM, and with the experimental values obtained in previous works. For this purpose, single-lap joints were tested using adhesives of distinct properties, in this case Araldite® AV138, Araldite® 2015 and SikaForce® 7888, and different overlap lengths (L_0), in order to validate a tool that can be universally used for the design of adhesive joints.

It was concluded that the RPIM is a very reliable method to predict the shear and shear stress distributions along the adhesive. However, it predicts maximum loads (P_{\max}) much lower than those observed in the experimental work, since it does not consider the plastic domain of the materials.

LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS

Lista de Abreviaturas

| | |
|--------|--|
| EFGM | <i>Element Free Galerkin Method</i> |
| JSS | Juntas de Sobreposição Simples |
| MDC | Modelos de Dano Coesivo |
| MEF | Método de Elementos Finitos |
| MEFX | Método de Elementos Finitos Estendido |
| MLPG | <i>Meshless Local Petrov-Galerkin</i> |
| MLS | <i>Moving Least Square</i> |
| NNRPIM | <i>Natural Neighbour Radial Point Interpolation Method</i> |
| RPI | <i>Radial Point Interpolators</i> |
| RPIM | <i>Radial Point Interpolation Method</i> |
| TFFV | Técnica do Fecho da Fenda Virtual |

Lista de Símbolos

| | |
|------------------|-------------------------------------|
| b | Largura |
| E | Módulo de elasticidade longitudinal |
| G_{13} | Módulo de elasticidade ao corte |
| G_{Ic} | Tenacidade à tração |
| G_{IIc} | Tenacidade ao corte |
| L_0 | Comprimento de sobreposição |
| L_s | Comprimento dos substratos |
| L_{UP} | Comprimento útil dos provetes |
| L_{US} | Comprimento útil de substratos |
| P | Carga |
| $P_{máx}$ | Carga máxima |
| $P_{máx\ méd}$ | Carga máxima média |
| t_s | Espessura dos substratos |
| T_{xy}/T_{med} | Tensões de corte normalizadas |
| γ_f | Deformação de rotura ao corte |
| δ | Deslocamento |
| ϵ_f | Deformação de rotura à tração |

| | |
|-------------------------|--------------------------------------|
| ν | Coeficiente de Poisson |
| σ_y / τ_{med} | Tensões de arrancamento normalizadas |
| τ_f | Tensão de rotura ao corte |
| T_y | Tensão de cedência ao corte, |
| σ_f | Tensão de rotura à tração |
| σ_y | Tensão de cedência à tração |

ÍNDICE DE FIGURAS

| | |
|---|----|
| Figura 1 - Junta adesiva com indicação esquemática dos vários componentes e das interfases e interfaces (adaptado de [4]). | 8 |
| Figura 2 - Junta adesiva com indicação esquemática das forças adesivas e coesivas (elaboração própria). | 9 |
| Figura 3 – Zonas de aplicação de adesivos na aeronáutica [9]. | 12 |
| Figura 4 –Aplicação de adesivos em carros modernos [10]. | 13 |
| Figura 5 -Exemplos de aplicações de adesivos no ramo da saúde [5]. | 13 |
| Figura 6 – Configurações de juntas adesivas mais utilizadas na engenharia [6]. | 14 |
| Figura 7 – Possíveis configurações de juntas adesivas tubulares [3]. | 15 |
| Figura 8 - Tipos de carregamentos normais em juntas adesivas. a) Esforço de Compressão; b) Esforço de Tração; c) Esforço ao corte; d) Esforço de arrancamento; e) Esforço de clivagem [6]. | 16 |
| Figura 9 - Distribuição da tensão numa junta topo a topo ,paralela (esquerda) e não paralela (direita), sob carregamento axial [6]. | 17 |
| Figura 10 - Distribuição da tensão de corte [5]. | 17 |
| Figura 11 - Distribuição das tensões de clivagem e de arrancamento [4]. | 18 |
| Figura 12 - Modos de rotura em juntas adesivas [4]. | 18 |
| Figura 13 - Diferentes modos de propagação de fendas [12]. | 20 |
| Figura 14 – Elementos coesivos para simular caminhos de rotura de espessura zero: aproximação local (a) e modelação de uma camada fina de adesivo: aproximação contínua (b) (adaptado de [28]). | 23 |
| Figura 15 – Modelo coesivo triangular [40, 41]. | 24 |
| Figura 16 – Geometria do provete DCB [54]. | 27 |
| Figura 17 – Geometria do provete ENF [54]. | 27 |
| Figura 18 – Representação das tensões usando o MEFX em JSS: iniciação do dano do adesivo nas extremidades de sobreposição (a) e crescimento dano do aderente de alumínio (b) [77]. | 32 |

| | |
|--|----|
| Figura 19 - a) Domínio do problema com os limites essenciais e naturais aplicados, b) Discretização nodal regular e c) Discretização nodal irregular [78]. | 33 |
| Figura 20 - a) Tamanho fixo do domínio de influência circular e b) Tamanho variável de domínio de influência circular [78]. | 35 |
| Figura 21 - a) Malha de fundo quadrangular de uma célula com 1 ponto de integração, b) Malha de fundo triangular de uma célula com 1 ponto de integração e c) Malha de fundo de gradientes quadrangular com 4 pontos de integração [78]. | 36 |
| Figura 22 - Titanium double-step with protrusions and side views of typical Comeld™ specimens [85] .. | 38 |
| Figura 23 - Variações de tensão superfície do lado direito para diferentes modelagens: (a) r_{11} / r_0 ; (b) r_{22} / r_0 em que r_0 indica a carga média sobre a seção [85]. | 38 |
| Figura 24 - Single lap bonded/bolted joint [86]. | 39 |
| Figura 25 - Comparação das curvas previstas para os diferentes tipos de ligação [86]. | 39 |
| Figura 26 - Curvas $\sigma-\epsilon$ da liga de alumínio AW6082 T651 e respetiva aproximação numérica [88]. | 44 |
| Figura 27- Curvas $\sigma-\epsilon$ de provetes maciços do adesivo Araldite® AV138 [88]. | 45 |
| Figura 28 - Curvas $\sigma-\epsilon$ de provetes maciços do adesivo Araldite® 2015 [90]. | 46 |
| Figura 29 - Curvas $\sigma-\epsilon$ de provetes maciços de SikaForce® 7888 [91]. | 47 |
| Figura 30 – Configuração e dimensões das JSS. | 48 |
| Figura 31 – Ilustração do posicionamento dos calços. | 49 |
| Figura 32 - Granalhadora Cidblast RT6S do LEM (ISEP). | 50 |
| Figura 33 - Processo de granalhagem dos substratos. | 51 |
| Figura 34 - Substratos após limpeza da superfície com acetona. | 51 |
| Figura 35 - Posicionamento dos fios de pesca nos substratos. | 52 |
| Figura 36 - Tiras de Teflon® entre substratos e barra de apoio. | 52 |
| Figura 37 - Pistola de acionamento manual para aplicação do Araldite® 2015. | 53 |
| Figura 38 - Pistola de ar comprimido para aplicação do SikaForce® 7888. | 53 |
| Figura 39 - Provetes durante o processo de cura. | 54 |

| | |
|--|----|
| Figura 40 - 1) Provete de Araldite® 2015 após a cura, 2) Provete de Araldite® AV138 após a cura, 3) Provete de SikaForce® 7888 após cura. | 54 |
| Figura 41 - Remoção do excesso de adesivo. | 55 |
| Figura 42 - Aspeto de um provete após remoção do excesso de adesivo. | 55 |
| Figura 43 - Localização dos calços nos provetes, a) provete de 12,5 mm; b) provete de 25 mm; c) provete de 37,5 mm; d) provete de 50 mm. | 56 |
| Figura 44 - Máquina universal Shimadzu AG-X. | 57 |
| Figura 45 - Posicionamento de um provete no ensaio de tração..... | 57 |
| Figura 46 - Superfícies de rotura de JSS ensaiadas com o adesivo Araldite® AV138 para valores de L_0 de: a) 12,5 mm, b) 25 mm, c) 37,5 mm e d) 50 mm. | 58 |
| Figura 47 - Superfícies de rotura de JSS ensaiadas com o adesivo Araldite® 2015 para valores de L_0 de: a) 12,5 mm, b) 25 mm, c) 37,5 mm e d) 50 mm..... | 59 |
| Figura 48 - Superfícies de rotura de JSS ensaiadas com o adesivo SikaForce® 7888 para valores de L_0 de: a) 12,5 mm; b) 25 mm; c) 37,5 mm e d) 50 mm. | 60 |
| Figura 49 - Curvas $P-\delta$ do adesivo Araldite® AV138: 12,5 mm | 61 |
| Figura 50 - Curvas $P-\delta$ do adesivo Araldite® AV138: 25 mm | 61 |
| Figura 51 - Curvas $P-\delta$ do adesivo Araldite® AV138: 37,5 mm | 61 |
| Figura 52 - Curvas $P-\delta$ do adesivo Araldite® AV138: 50 mm | 62 |
| Figura 53 - Curvas $P-\delta$ do adesivo Araldite® 2015: $L_0=12,5$ mm | 62 |
| Figura 54 - Curvas $P-\delta$ do adesivo Araldite® 2015: $L_0=25$ mm | 63 |
| Figura 55 - Curvas $P-\delta$ do adesivo Araldite® 2015: $L_0=37,5$ mm | 63 |
| Figura 56 - Curvas $P-\delta$ do adesivo Araldite® 2015: $L_0=50$ mm | 63 |
| Figura 57 - Curvas $P-\delta$ do adesivo SikaForce® 7888: $L_0=12,5$ mm..... | 64 |
| Figura 58 - Curvas $P-\delta$ do adesivo SikaForce® 7888: $L_0=25$ mm..... | 64 |
| Figura 59 - Curvas $P-\delta$ do adesivo SikaForce® 7888: $L_0=37,5$ mm..... | 64 |
| Figura 60 - Curvas $P-\delta$ do adesivo SikaForce® 7888: $L_0=50$ mm..... | 65 |
| Figura 61 - Comparação entre $P_{\max med}$ em função de L_0 para os diferentes adesivos..... | 67 |

| | |
|--|----|
| Figura 62 - – Sistema de eixos utilizado no modelo de Volkersen. | 69 |
| Figura 63 - Deformação da junta proposta por Goland e Reissner e diagrama de forças na zona de ligação [92]. | 70 |
| Figura 64 - Gráfico comparativo de modelos analíticos para o AV138. | 74 |
| Figura 65 - Gráfico comparativo de modelos analíticos para a Araldite 2015. | 75 |
| Figura 66 - Gráfico comparativo de modelos analíticos para o SikaForce® 7888. | 75 |
| Figura 67 - Parâmetros considerados no módulo 'MATER-Structure' | 76 |
| Figura 68-Propriedades definidas para o substrato no módulo 'MATER-Material' | 77 |
| Figura 69- Construção da malha no módulo 'MESH-Quadrilateral' | 77 |
| Figura 70 - Malha utilizada na análise MEF. | 78 |
| Figura 71- Distribuição de pontos utilizada para o método sem malha. | 78 |
| Figura 72 - Zona de encastramento. | 79 |
| Figura 73- Deslocamento imposto. | 79 |
| Figura 74 - Tensões de arrancamento normalizadas em função de x/L_0 para: a) Araldite®AV138, b) Araldite®2015, c) SikaForce®7888. | 81 |
| Figura 75 - Tensões de corte normalizadas em função de x/L_0 para: a) Araldite®AV138, b) Araldite®2015, c) SikaForce®7888. | 82 |
| Figura 76 -Tensões de corte normalizadas em função de x/L_0 para: a) Araldite®AV138, b) Araldite®2015, c) SikaForce®7888. | 84 |
| Figura 77 – Tensões de arrancamento normalizadas em função de x/L_0 para: a) Araldite®AV138, b) Araldite®2015 , c) SikaForce®7888. | 85 |
| Figura 78- Gráfico comparativos de tensões de corte entre MEF e RPIM para: a) Araldite®AV138, b) Araldite®2015 , c) SikaForce®7888. | 87 |
| Figura 79 - Gráfico comparativos de tensões de arrancamento entre MEF e RPIM para: a) Araldite®AV138, b) Araldite®2015 , c) SikaForce®7888. | 88 |
| Figura 80 - Gráfico comparativo de $P_{máx}$ experimental, MEF e RPIM para o adesivo Araldite AV138. | 90 |
| Figura 81 - Gráfico comparativo de P_{max} experimental, MEF e RPIM para o adesivo Araldite 2015. | 91 |
| Figura 82 - Gráfico comparativo de $P_{máx}$ experimental, MEF e RPIM para o adesivo SikaForce 7888. | 91 |

| | |
|---|-----|
| Figura 83 – Lei coesiva triangular [101]. | 93 |
| Figura 84 – MDC triangular [104] | 93 |
| Figura 85 - Atribuição das secções dos substratos e adesivo para análise por MDC no ABAQUS®. | 98 |
| Figura 86 - JSS modelada no ABAQUS®. | 98 |
| Figura 87 - Desenho 2D de uma junta com $L_0=12,5$ mm. | 98 |
| Figura 88 - Representação das condições fronteira na simulação. | 99 |
| Figura 89 - Detalhe da malha do MEF na zona de sobreposição para uma junta com $L_0=12,5$ mm. | 100 |
| Figura 90 – Imagem de visualização SDEG. | 100 |
| Figura 91 - Deformação de uma JSS após rotura. | 101 |
| Figura 92 - Rotura numa JSS obtida por MDC, para os adesivos: Araldite® AV138, com $L_0=50$ mm. | 101 |
| Figura 93 - Rotura numa JSS obtida por MDC, para os adesivos: SikaForce® 7888, com $L_0=50$ mm. | 102 |
| Figura 94 – Gráfico de comparação entre o MDC e os resultados experimentais para o AV138 e $L_0=25$ mm. | 102 |
| Figura 95 - Gráfico de comparação entre o MDC e os resultados experimentais para o 2015 e $L_0=37.5$ mm. | 103 |
| Figura 96 - Gráfico de comparação entre o MDC e os resultados experimentais para o 7888 e $L_0=50$ mm. | 103 |
| Figura 97 - Comparação entre os valores experimentais e numéricos de $P_{máx}$ em função do adesivo e L_0 | 104 |

ÍNDICE DE TABELAS

| | |
|---|----|
| Tabela 1 - Evolução dos adesivos ao longo das últimas décadas [1]. | 7 |
| Tabela 2 - Propriedades da liga de alumínio AL6082-T651 [88]. | 43 |
| Tabela 3 - Propriedades mecânicas do adesivo Araldite® AV138 [89]. | 45 |
| Tabela 4 - Propriedades mecânicas do adesivo Araldite® 2015 [90]. | 46 |
| Tabela 5 - Propriedades mecânicas do adesivo SikaForce® 7888 [89]. | 47 |
| Tabela 6 – Dimensões dos provetes. | 49 |
| Tabela 7 - Resultados obtidos para cada valor de L_0 de JSS com o adesivo Araldite® AV138. | 65 |
| Tabela 8 - Resultados obtidos para cada valor de L_0 de JSS com o adesivo Araldite® 2015. | 66 |
| Tabela 9 - Resultados obtidos para cada valor de L_0 de JSS com o adesivo SikaForce® 7888. | 66 |
| Tabela 10 - Valores utilizados nos métodos analíticos. | 68 |
| Tabela 11 - – Valores de $P_{máx}$ obtidos pelo método de Volkersen. | 70 |
| Tabela 12 - Valores de $P_{máx}$ obtidos pelo método de Goland e Reissner. | 71 |
| Tabela 13 - Valores de $P_{máx}$ obtidos pelo método de Hart-Smith elástico. | 73 |
| Tabela 14 - Valores de $P_{máx}$ obtidos pelo método da cedência generalizada. | 73 |
| Tabela 15 - Tabela comparativa entre os valores de pico das tensões de corte para o MEF e o RPIM. | 87 |
| Tabela 16 - Tabela comparativa entre os valores de pico das tensões de arrancamento para o MEF e o RPIM. | 89 |
| Tabela 17 - Resultados obtidos de $P_{máx}$ experimentalmente e analiticamente. | 89 |
| Tabela 18 - Parâmetros coesivos em tração e corte para o adesivo Araldite® AV138 [109]. | 95 |
| Tabela 19 – Parâmetros coesivos em tração e corte para o adesivo Araldite® 2015 [108]. | 96 |
| Tabela 20 – Parâmetros coesivos em tração e corte para uma camada de adesivo SikaForce® 7888 com t_A de 0,2 mm [104]. | 97 |

ÍNDICE

| | | |
|-----------|---|----|
| 1 | INTRODUÇÃO | 3 |
| 1.1 | Contextualização | 3 |
| 1.2 | Objetivos | 3 |
| 1.3 | Organização da dissertação | 4 |
| 2 | REVISÃO BIBLIOGRÁFICA..... | 7 |
| 2.1 | Ligações adesivas | 7 |
| 2.1.1 | Caracterização das juntas adesivas | 10 |
| 2.1.2 | Aplicações comuns das juntas adesivas | 11 |
| 2.1.3 | Configurações possíveis de junta | 13 |
| 2.1.4 | Esforços e modos de rotura em juntas adesivas | 15 |
| 2.1.4.1 | Esforços possíveis em juntas adesivas | 15 |
| 2.1.4.2 | Modos de rotura em juntas adesivas..... | 18 |
| 2.2 | Previsão de resistência de juntas adesivas | 20 |
| 2.2.1 | Mecânica dos meios contínuos | 21 |
| 2.2.2 | Mecânica da fratura | 22 |
| 2.2.3 | Modelos de dano coesivo..... | 23 |
| 2.2.3.1 | Tipos de leis coesivas | 24 |
| 2.2.3.2 | Determinação dos parâmetros coesivos..... | 25 |
| 2.2.3.2.1 | Método de definição individual dos parâmetros..... | 27 |
| 2.2.3.2.2 | Método inverso..... | 28 |
| 2.2.3.2.3 | Método direto..... | 28 |

| | | |
|-----------|--|----|
| 2.2.4 | Mecânica do dano | 30 |
| 2.2.5 | Método dos Elementos Finitos Extendido | 31 |
| 2.3 | Métodos sem malha..... | 33 |
| 2.3.1 | Fundamentos dos métodos sem malha | 33 |
| 2.3.2 | Formulação RPIM | 34 |
| 2.3.2.1 | Domínios de influência e conectividade nodal | 35 |
| 2.3.2.2 | Integração numérica..... | 35 |
| 2.3.3 | Formulação NRPIM | 37 |
| 2.3.4 | Aplicação dos métodos sem malha a juntas adesivas..... | 38 |
| 3 | DESENVOLVIMENTO | 43 |
| 3.1 | Trabalho experimental de validação..... | 43 |
| 3.1.1 | Materiais utilizados | 43 |
| 3.1.1.1 | Substratos | 43 |
| 3.1.1.2 | Adesivos..... | 44 |
| 3.1.1.2.1 | Araldite® AV138 | 44 |
| 3.1.1.2.2 | Araldite® 2015..... | 45 |
| 3.1.1.2.3 | SikaForce® 7888 | 47 |
| 3.1.2 | Geometria a estudar | 48 |
| 3.1.3 | Fabrico e ensaio das juntas | 50 |
| 3.1.3.1 | Preparação de superfícies..... | 50 |
| 3.1.3.2 | Colagem dos substratos..... | 53 |
| 3.1.3.3 | Preparação dos provetes para ensaio..... | 55 |
| 3.1.3.4 | Ensaio das juntas | 56 |
| 3.1.4 | Resultados obtidos | 58 |
| 3.1.4.1 | Modos de rotura..... | 58 |

| | | |
|---------|--|-----|
| 3.1.4.2 | Curvas P- δ | 60 |
| 3.1.4.3 | Resistência das juntas | 65 |
| 3.2 | Validação dos modelos analíticos e numéricos | 68 |
| 3.2.1 | Modelos analíticos | 68 |
| 3.2.1.1 | Resultados obtidos..... | 74 |
| 3.2.2 | Mecânica dos meios contínuos | 76 |
| 3.2.2.1 | Preparação dos modelos numéricos..... | 76 |
| 3.2.2.2 | Resultados obtidos pelo MEF | 80 |
| 3.2.2.3 | Resultados obtidos pelo método sem malha | 83 |
| 3.2.2.4 | Análise dos resultados obtidos | 86 |
| 3.2.3 | Modelos de dano coesivo..... | 92 |
| 3.2.3.1 | Modelo de dano coesivo triangular | 92 |
| 3.2.3.2 | Preparação dos modelos numéricos..... | 97 |
| 3.2.3.3 | Resultados obtidos..... | 101 |
| 3.2.4 | Análise dos resultados..... | 103 |
| 4 | CONCLUSÕES E PROPOSTAS DE TRABALHOS FUTUROS | 107 |
| 5 | REFERÊNCIAS..... | 111 |

INTRODUÇÃO

1 INTRODUÇÃO

1.1 Contextualização

As ligações adesivas estão cada vez mais presentes, nas mais diversas áreas da engenharia. Uma vez que estas apresentam múltiplas vantagens em relação as ligações mais convencionais. A melhor distribuição de tensões, o baixo peso, a possibilidade de unir materiais dissimilares, a resistência à corrosão, a possibilidade de automatizar o processo, são algumas das características das ligações adesivas que as tornam tão úteis. Contudo também apresenta algumas desvantagens como, a fraca resistência ao arrancamento, a impossibilidade de desmontagem, o tempo e a temperatura necessários em alguns processos de cura. As ligações adesivas ainda são alvos de grandes estudos, uma vez que o seu dimensionamento depende de vários fatores, como geometria de junta, tipo de adesivo e tipo de substrato.

Relativamente aos adesivos, existe uma grande variedade, com propriedades bastante distintas, com o intuito de satisfazer as diferentes necessidades exigidas. Os adesivos mais tradicionais são de base epóxida e podem ser frágeis e rígidos como por exemplo a Araldite® AV138 ou dúcteis e menos rígidos como o caso da Araldite® 2015. Nos dias de hoje já existem adesivos a base de poliuretano como o caso do SikaForce® 7888, que combinam uma elevada resistência e ductilidade.

Para a previsão de juntas adesivas está a ser cada vez mais utilizado o método de elementos finitos (MEF). Uma vez combinado com critérios ou modelos de dano revela-se uma ferramenta fundamental para o projeto de ligações adesivas. Por outro lado, os métodos sem malha emergiram recentemente e têm sido alvo de grande estudo e sucesso na previsão de resistência de estruturas em geral, uma vez que não sendo necessária uma malha distribuída por todo o conjunto torna o custo computacional mais reduzido. No entanto, estes métodos estão ainda em fase embrionária no que toca a juntas adesivas.

1.2 Objetivos

O principal objetivo desta dissertação é a comparação entre o MEF com o método *Radial Point Interpolation Method* (RPIM) na previsão de juntas adesivas. Para este efeito foram testadas juntas de sobreposição simples, utilizando adesivos de propriedades

destintas, no caso a Araldite® AV138, Araldite® 2015 e SikaForce® 7888 e diferentes comprimentos de sobreposição (L_o), com o intuito de validar uma ferramenta que possa ser utilizada de forma universal para o dimensionamento de juntas adesivas.

Para a validação de resultados o objetivo será a comparação direta entre os resultados obtidos nos ensaios, realizados no Laboratório de Ensaios Mecânicos do Instituto Superior de Engenharia do Porto, e os valores numéricos obtidos com recurso a dois *softwares*, o ABAQUS® e o FEMAS.

1.3 Organização da dissertação

Para uma melhor interpretação e análise do trabalho desenvolvido, esta dissertação encontra-se dividida em 4 capítulos.

No 1º capítulo é efetuada a contextualização do trabalho, são definidos os objetivos e é apresentada a estrutura de apresentação de toda a informação.

No 2º capítulo é elaborada a revisão bibliográfica sobre conteúdos relevantes para este trabalho. Nos quais se enquadram, uma pequena introdução aos adesivos, os diferentes tipos de junta, os diferentes esforços a que uma junta está sujeita, os diferentes modos de rotura possíveis e os diferentes métodos de previsão de resistência de juntas.

No 3º capítulo corresponde ao trabalho desenvolvido. Neste capítulo, é apresentado o trabalho experimental realizado e apresentados os resultados obtidos. Bem como a análise por métodos por modelos numéricos com e sem malha efetuada através dos *softwares* ABAQUS® e FEMAS.

No 4º capítulo são apresentadas as conclusões obtidas e sugeridas possíveis melhorias para trabalhos futuros.

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Ligações adesivas

A ligação de componentes através de adesivos é uma técnica já utilizada há milhares de anos, sendo difícil datar a sua origem [1]. Sabe-se que cerca de 3000 a.C. a civilização Egípcia já utilizava adesivos à base de ovo, caseína, gelatina e resinas extraídas de árvores para vários tipos de colagens [2].

Em 1700 teve início a industrialização dos adesivos, sendo o primeiro registo de produção na Holanda na década de 1690, no entanto, apenas em 1754 foi registada a primeira patente no Reino Unido [1]. Apesar da sua longa história apenas no início do séc. XX surgiram novos desenvolvimentos com a adição de adesivos de base polimérica sintética. Desde a década de 1940, a procura por este tipo de ligações aumentou devido a evolução dos adesivos, que já possuíam propriedades que possibilitavam uma adesão mais eficaz em diferentes materiais, aumentando assim a resistência a cargas e ao ambiente envolvente [3]. Na Tabela 1 [1, 3] pode-se ver a evolução dos adesivos ao longo desta década.

Tabela 1 - Evolução dos adesivos ao longo das últimas décadas [1].

| Década aproximada de disponibilização comercial | Adesivo |
|---|--|
| 1910 | Fenol-formaldeídos |
| 1930 | Ureia-formaldeídos |
| 1940 | Nitrilo fenólicos; Vinilo fenólicos; Acrílicos; Poliuretanos |
| 1950 | Epóxidos; Cianoacrilatos; Anaeróbicos |
| 1960 | Poliimidas; Polibenzimidazole; Polyquinoxaline |
| 1970 | Segunda geração de acrílicos |
| 1980 | Resinas termoendurecíveis modificadas e policromáticas; epóxidos em dispersão aquosa; Termofusíveis espumados; |
| 1990 | Termofusíveis curáveis; Epóxidos modificados com poliuretano e os poliuretanos. |

No séc. XXI a evolução da indústria dos adesivos esta ligada à indústria aeroespacial o que permitiu uma evolução substancial nas ligações adesivas, e hoje em dia a sua aplicação em outras indústrias é cada vez maior [3].

Uma ligação adesiva pode ser definida como aquela em que um material, normalmente denominado de adesivo, é aplicado na superfície de outros materiais, denominados de substratos ou aderentes, de forma a criar uma ligação entre estes que seja capaz de resistir á sua separação [1]. Para melhor perceber uma ligação adesiva é necessário saber que a região entre o adesivo e o aderente onde estes apresentam propriedades diferentes à dos mesmos em bruto é definida por interfase e que o plano de contacto físico entre a superfície do adesivo e a do aderente se denomina por interface, esta por sua vez faz parte da interfase, como se pode ver na Figura 1.

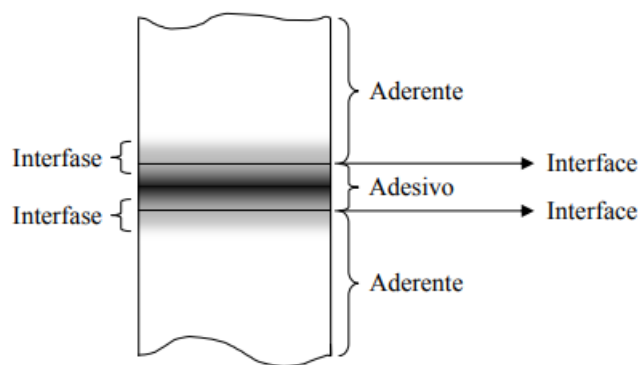


Figura 1 - Junta adesiva com indicação esquemática dos vários componentes e das interfases e interfaces (adaptado de [4]).

É, ainda, importante saber que existem dois tipos principais de forças numa ligação adesiva, forças adesivas e coesivas (Figura 2). As adesivas atuam entre aderente e adesivo sendo responsáveis pela atração entre ambos, estas são resultantes das forças intermoleculares estabelecidas entre eles. Já as coesivas definem a própria resistência do adesivo, quando este está sujeito a esforços, ao contrário da adesão, as forças coesivas são entre o mesmo material. Quanto maiores forem as forças intermoleculares, maior será a coesão e, conseqüentemente, a resistência do adesivo [3-5].

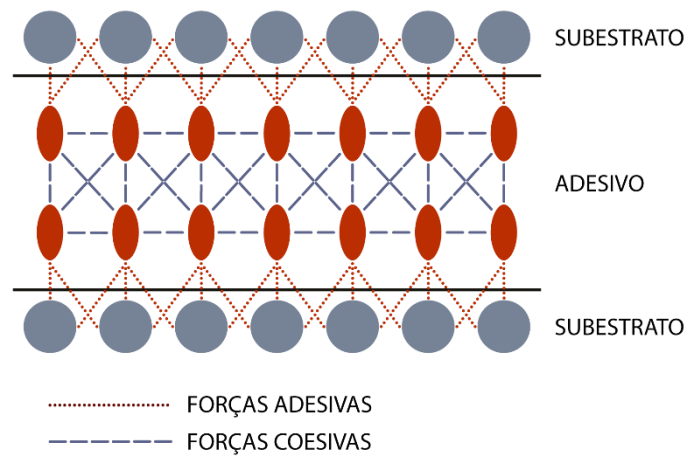


Figura 2 - Junta adesiva com indicação esquemática das forças adesivas e coesivas (elaboração própria).

Atualmente, existem várias teorias que tentam explicar os fenômenos de adesão, que foram desenvolvidas ao longo dos anos, embora nenhuma delas consiga explicar este fenômeno na plenitude.

A teoria mecânica é a mais antiga e defende que uma boa adesão ocorre quando o adesivo penetra todas as cavidades (fendas e poros) e envolve todos os pequenos montículos da superfície do substrato, dando assim origem a um encravamento e aumento de área de contacto. Para que haja uma boa penetração, é necessário que o adesivo molhe convenientemente toda a superfície do substrato e que a viscosidade seja suficientemente baixa para este poder penetrar em todos os detalhes. Assim sendo, as forças de adesão correspondem à ancoragem mecânica do adesivo no aderente. Esta teoria, porém, não consegue explicar as boas ligações entre duas superfícies de baixa rugosidade [4].

A teoria da adsorção é a mais aceita e aplicada. Nesta teoria, é essencial uma boa molhagem para que haja um excelente contacto molecular na interface, uma vez que, neste caso, a adesão é justificada pelas forças interatómicas e intermoleculares estabelecidas entre superfícies. Na maioria, as ligações são estabelecidas apenas por forças secundárias, como pontes de Hidrogénio e forças de Van der Waals. Contudo, em determinadas ocasiões também se formam ligações primárias como ligações covalentes ou iónicas [4].

A teoria da difusão apenas explica as ligações entre materiais poliméricos, uma vez que esta defende que a ligação se dá através de uma inter-difusão entre cadeias moleculares dos diferentes materiais. Para tal ser possível é necessário compatibilidade,

miscibilidade e mobilidade molecular suficiente entre aderente e substrato. Esta teoria é aplicada sobretudo na soldadura através de solventes de termoplásticos ou soldadura por ação térmica [1, 4].

Por fim, existe a teoria eletrostática, onde é sempre considerada uma diferença de potencial eletroquímico pela interface entre os dois componentes. Posto isto como existe um material eletropositivo e um eletronegativo, as cargas elétricas do positivo irão atravessar a interface, criando uma dupla camada elétrica, responsável pelas forças de adesão [1]. A controvérsia nesta teoria prende-se com o facto de as forças eletrostáticas poderem ser um resultado da ligação e não a sua causa [6].

2.1.1 Caracterização das juntas adesivas

Tal como em qualquer outra ligação o objetivo de uma junta adesiva é a transmissão de cargas entre dois componentes mantendo a integridade estrutural. Para um correto dimensionamento de uma ligação adesiva é necessário saber, o tipo de esforço, as cargas, a temperatura de trabalho e o meio ambiente a que vai ser sujeita. Uma vez reunidas as condições de trabalho, terá de ser escolhido um adesivo compatível com todas as exigências, para que se determine o método de aplicação do mesmo e o processo de cura.

Apesar de ser mais complexo o dimensionamento de uma junta adesiva comparativamente aos métodos de ligação mais tradicionais, estas estão cada vez mais presentes nas mais variadas áreas, desde a engenharia a saúde, uma vez que apresentam múltiplas vantagens em relação aos métodos mais convencionais, tais como [4-6]:

- Redução ou eliminação de concentração de tensões;
- Melhor a resistência à fadiga;
- Elevada capacidade de amortecimento de vibração;
- Isolamento acústico;
- Permite simultaneamente a ligação e vedação;
- É um método simples e fácil para automatização;
- Permite a ligação de qualquer combinação de materiais (similares ou dissimilares);
- Permite ligar materiais de qualquer espessura ou geometria, permitindo um projeto mais flexível;
- Tem a capacidade de ligar substratos sensíveis ao choque;
- Apresenta boa resistência à corrosão;
- Permitem bons acabamentos, melhorando o especto aerodinâmico ou estético;
- Redução do peso da estrutura;

- Não danificam o substrato;
- As ligações adesivas podem ser efetuadas a baixas temperaturas, não provocando alterações estruturais.

As desvantagens ainda inerentes a juntas adesivas, são:

- Necessidade de tratamento superficial dos substratos;
- Processo pode ser demorado e necessitar de pressão e temperatura na cura;
- Muito dependente do processo de fabrico da junta;
- Muitas vezes são necessários gabaris para o alinhamento de estruturas;
- Exibem fraca resistência aos esforços de arrancamento, clivagem e impacto;
- Controlo de qualidade mais complicado;
- Resistência limitada em condições extremas como o calor ou a humidade;
- Apresentam desmontagem difícil ou mesmo impossível.

2.1.2 Aplicações comuns das juntas adesivas

Como referido anteriormente no ponto 2.1 a indústria aeronáutica e aeroespacial é uma das grandes causas para a evolução deste tipo de ligações, uma vez que neste tipo de indústria o peso e a aerodinâmica são dois dos fatores mais importantes. Com o objetivo da redução de peso, as ligas usadas na mesma são sobretudo ligas metálicas leves como ligas de alumínio ou titânio e materiais compósitos, como os reforçados a fibras de carbono ou de vidro (Figura 3). Assim sendo tornou-se necessário desenvolver este tipo de ligações, uma vez que as ligações mais tradicionais, fixação mecânica ou soldadura, estragam os substratos poliméricos. Com a introdução deste tipo de ligações foi ainda possível reduzir as fendas por fadiga criadas em zonas rebitadas, baixar o peso da ligação, melhora o seu desempenho aerodinâmico e possibilitar a ligação entre materiais dissimilares com diferentes coeficientes de expansão térmica, uma vez que as aeronaves estão sujeitas a grandes amplitudes térmicas em funcionamento corrente [7, 8]. Além das ligações estruturais também são usados adesivos não estruturais apenas para vedação nesta indústria.

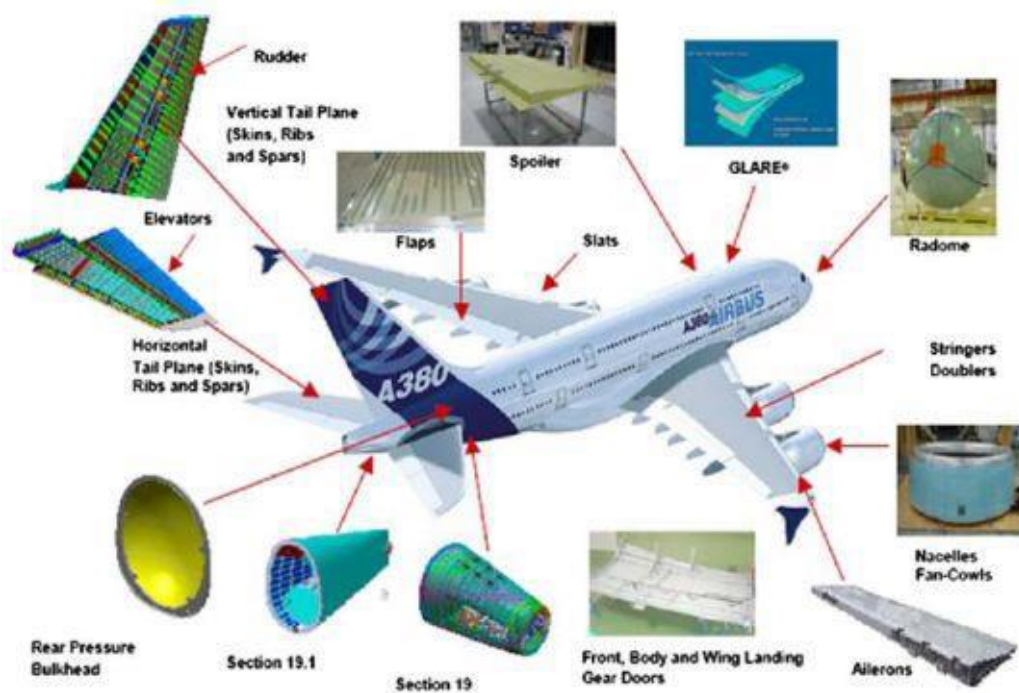


Figura 3 – Zonas de aplicação de adesivos na aeronáutica [9].

Com a evolução das ligações adesivas estas começaram a ficar mais acessíveis para os restantes sectores da indústria. Um dos primeiros ramos a introduzir este tipo de materiais foi o automóvel. Começando por utilizar, os adesivos, como vedantes por questões de design nos para-brisas, posteriormente eram utilizados também para prevenir a corrosão nas falhas das soldaduras. Com o aumento da utilização das ligações adesivas começou a ser notório um aumento da rigidez dos veículos, o que levou a indústria automóvel a estudar estas ligações com o intuito de aumentar a rigidez torsional dos veículos. Atualmente, as ligações adesivas estão bastante presentes neste sector (Figura 4) uma vez que os consumos e emissões de CO₂ dos automóveis tendem a ser cada vez menores, a forma encontrada sem prejudicar a performance do carro passou muito pela redução do peso das estruturas. Para tal, começaram a ser usadas mais ligas de alumínio e de materiais compósitos. Tal como no ramo aeronáutico este facto potenciou o uso de ligações adesivas. Além da preocupação ecológica outro ponto que este sector tem como pilar é a segurança, logo desde cedo começaram a ser estudados adesivos com grande capacidade de absorção de energia de forma a melhorar o comportamento da estrutura em caso de colisão [1, 5].



Figura 4 –Aplicação de adesivos em carros modernos [10].

Hoje em dia, as ligações adesivas já estão presentes para além de em quase todos os ramos da indústria no ramo da medicina. Neste ramos os adesivos são utilizados desde o fabrico de um simples pensos para a pele (Figura 5a), a reconstrução de dentes (Figura 5b) ou mesmo a nível cirúrgico interno (Figura 5c), área que está em constante evolução e ainda não aceite em todos os países [5, 11].

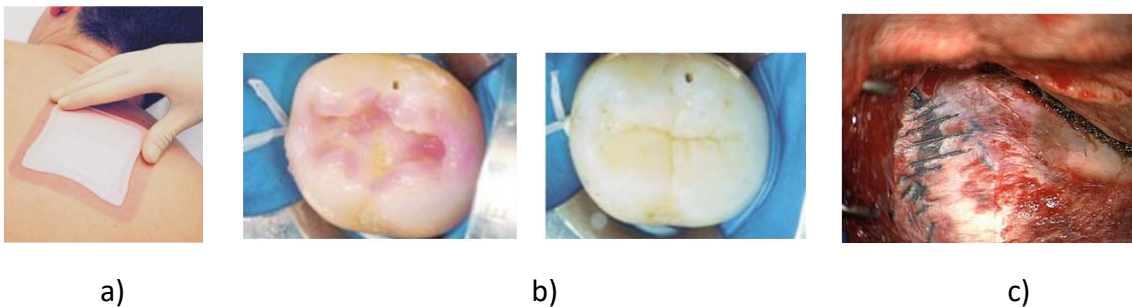


Figura 5 -Exemplos de aplicações de adesivos no ramo da saúde [5].

2.1.3 Configurações possíveis de junta

No dimensionamento de uma ligação adesiva a geometria da junta é um dos pontos principais, uma vez que esta influência tanto o modo de rotura como a distribuição das tensões ao longo da mesma. Na Figura 6 pode-se ver as configurações de juntas mais utilizadas na engenharia.

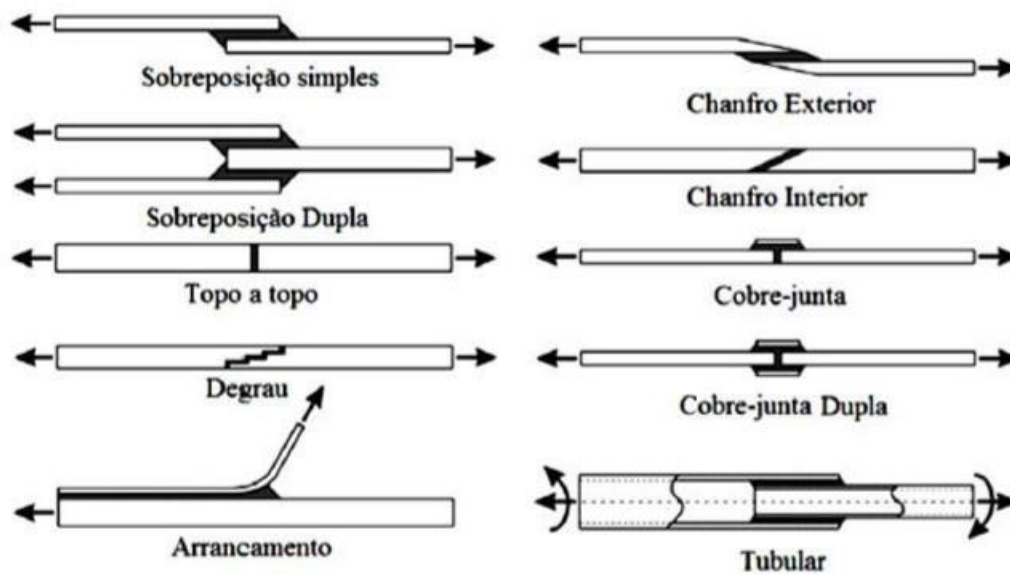


Figura 6 – Configurações de juntas adesivas mais utilizadas na engenharia [6].

As juntas mais comuns nas aplicações industriais são as Juntas de sobreposição simples (JSS) uma vez que a simplicidade do seu fabrico reduz o tempo de produção e torna a mesma fácil de automatizar. No entanto as cargas não centradas aplicadas a este tipo de juntas provocarem efeitos de flexão que originam tensões de arrancamento prejudicando a resistência da junta. Quando não é possível obrigar a solicitação da junta a ser centrada é muitas vezes usada a junta de sobreposição dupla, uma vez que esta reduz os efeitos de flexão, para cargas que não sejam muito elevadas. A produção desta junta, apesar de mais morosa, é semelhante à JSS.

Nas JSS caso a resistência não seja suficiente e exista espaço livre na zona da junta pode-se ainda usar a cobre junta, simples ou dupla. A cobre junta dupla além de maior aumento da resistência também diminui os efeitos de flexão em relação a simples. Estas juntas além de serem de fabrico simples, têm um processo extra, logo um tempo de produção mais elevado.

As juntas de chanfro interior têm como objetivo a redução do gradiente de esforço ao longo do adesivo, enquanto as juntas de chanfro exterior têm como objetivo a diminuição do efeito de arrancamento. A produção deste tipo de juntas é bastante mais cara e complexa devido a necessidade de maquinar os substratos.

As juntas de degrau tal como as juntas de chanfro exterior também foram desenhadas para reduzir o efeito de arrancamento, sendo bastante eficaz este tipo de junta. Em contrapartida a sua maquiagem traz bastantes complicações, principalmente em

substratos de materiais compósitos onde está é praticamente inexequível, sendo assim a única solução a criação dos degraus no processo de produção dos substratos.

As juntas topo a topo são apenas utilizadas em casos específicos, uma vez que estas não resistem a esforços de flexão, o adesivo estaria sujeito a clivagem e as suas extremidades estão sujeitas a elevadas tensões de arrancamento e corte. Nos casos em que estas juntas se podem utilizar são uma ótima solução devido a sua fácil construção.

As juntas tubulares são bastante usadas nas ligações de tubos, porque quando são sujeitas a esforços axiais ou de torção, o adesivo estará sujeito principalmente ao corte, como desejado. O fabrico deste tipo de juntas é algo complexo devido a exigência do alinhamento das mesmas, pois se este não for correto a ligação estará sujeita a esforços de arrancamento o que irá diminuir a resistência da mesma. Para evitar este tipo de situações e/ou aumentar a resistência podem ser inseridos chanfros ou ressaltos (Figura 7), estas juntas tornam-se mais complexas e não permitem um controlo de qualidade apertado.

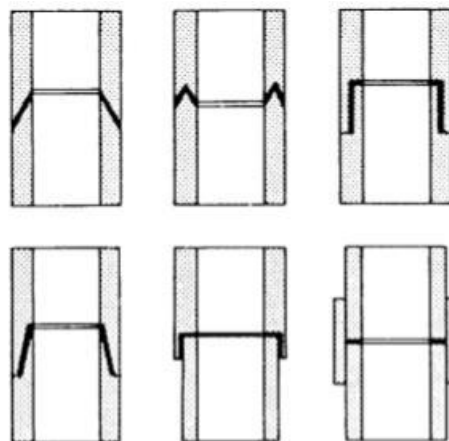


Figura 7 – Possíveis configurações de juntas adesivas tubulares [3].

2.1.4 Esforços e modos de rotura em juntas adesivas

Este subtópico irá servir, para explicar os diferentes modos de carregamento de uma junta adesiva e distribuição de forças consequente, bem como os possíveis modos de rotura e o que os mesmos nos podem indicar.

2.1.4.1 Esforços possíveis em juntas adesivas

No dimensionamento de ligações adesivas, como referido anteriormente um dos fatores determinantes é o modo de carga a que a junta esta sujeita, uma vez que os adesivos apresentam comportamento dispares em função do tipo de carga a que estão sujeitos.

A resistência máxima possível de obter numa ligação deste género é quando a mesma se encontra em corte puro, pelo que se deve evitar todos os outros tipos de esforços [6]. Na prática é muito complicado de se obter uma junta ao corte puro, uma vez que basta um pequeno desalinhamento para que o mesmo não aconteça. Na normalidade uma junta está sujeita a uma combinação de dois ou três esforços. Os tipos de carregamento a que uma junta normalmente está sujeita são corte, tração, compressão, arrancamento e clivagem (Figura 8).

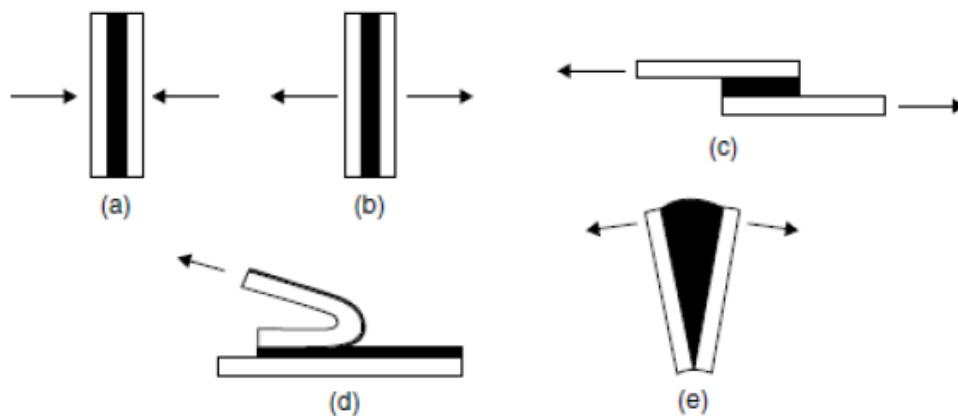


Figura 8 - Tipos de carregamentos normais em juntas adesivas. a) Esforço de Compressão; b) Esforço de Tração; c) Esforço ao corte; d) Esforço de arrancamento; e) Esforço de clivagem [6].

Os esforços de tração desenvolvem-se quando as forças aplicadas são perpendiculares ao plano da junta e se distribuem ao longo da superfície colada. Para ser um exemplo de tração pura é necessário garantir o completo paralelismo das superfícies, o que na prática é muito complicado de se obter devido a variação de espessura do adesivo. Na Figura 9, pode-se ver a diferença entre dois substratos completamente paralelos e um exemplo de substratos desalinhados. A compressão segue as mesmas exigências e comportamento da tração (Figura 9). No entanto, no caso da compressão pura a junta praticamente não necessita de adesivo.

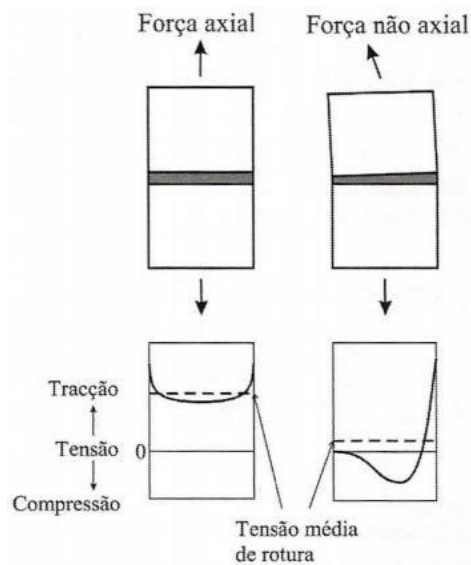


Figura 9 - Distribuição da tensão numa junta topo a topo ,paralela (esquerda) e não paralela (direita), sob carregamento axial [6].

Os esforços de corte advêm de forças paralelas ao plano da junta provocando assim um escorregamento entre os substratos nas interfaces. Na Figura 10 pode se constatar que as tensões de corte não são uniformes em toda a junta. Este fenómeno acontece devido à deformação diferencial dos substratos, e é mais notório em aderentes mais flexíveis, uma vez que cada substrato se deforma longitudinalmente a uma taxa crescente ao longo do comprimento de sobreposição [4].

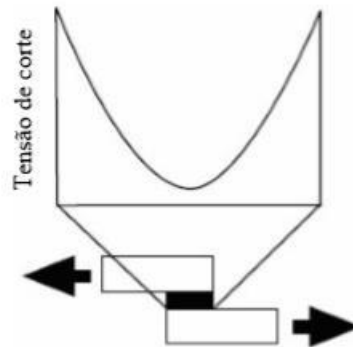


Figura 10 - Distribuição da tensão de corte [5].

Os esforços de clivagem aparecem quando forças que atuam de modo a separar os aderentes são aplicadas na extremidade da junta. Nesta situação existe uma forte concentração de tensões na referida extremidade (Figura 8). A distribuição de tensões de arrancamento é em tudo semelhante à de clivagem (Figura 11). No caso do arrancamento um ou ambos os substratos serem flexíveis, estes podem deformar

plasticamente por ação das forças aplicadas, o que leva à concentração das tensões numa zona mais localizada na extremidade afetada [5]. Os esforços de clivagem e arrancamento devem, sempre que possível, ser evitados, privilegiando os esforços de corte.

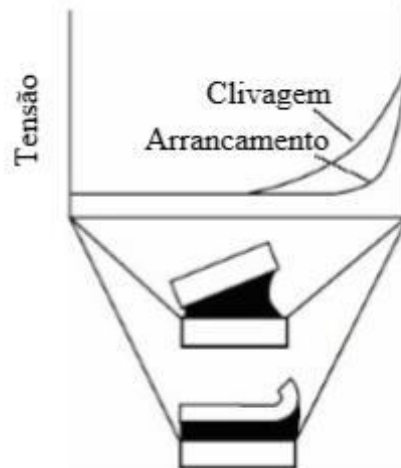


Figura 11 - Distribuição das tensões de clivagem e de arrancamento [4].

2.1.4.2 Modos de rotura em juntas adesivas

As ligações adesivas têm quatro modos principais de rotura, estes são a rotura adesiva, a rotura coesiva, a rotura pelo aderente e a rotura mista, representados na Figura 12.

A análise do modo de rotura de uma junta é de grande importância uma vez que permite avaliar o comportamento e eficácia da ligação.

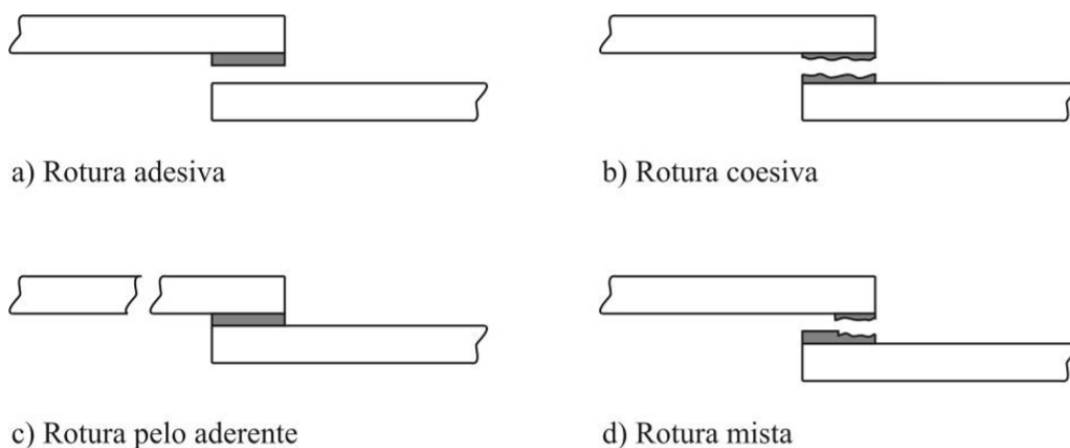


Figura 12 - Modos de rotura em juntas adesivas [4].

A rotura adesiva ocorre numa das interfaces da junta, ou seja, o adesivo separa-se de um dos aderentes sem que nele fique qualquer vestígio de adesivo. Nestes casos não é atingida a resistência máxima de nenhum dos materiais, uma vez que a falha ocorre na adesão entre ambos. Esta falha pode estar relacionada com defeitos na preparação da superfície, incompatibilidade entre materiais ou caso o adesivo esteja a operar em condições para o qual não está preparado. No caso das JSS a variação de tensões de corte e de arrancamento ao longo da espessura do adesivo podem também provocar este tipo de rotura uma vez que é na interface que se atingem as tensões máximas. Para a determinação deste tipo de rotura é necessário bastante cuidado uma vez que muitas vezes pode permanecer colada uma fina camada de adesivo no substrato tornando-a coesiva [4, 5].

A rotura coesiva adesiva ocorre quando o aderente e a ligação entre aderente e adesivo é mais forte do que o próprio adesivo, deste modo a rotura deve-se a falha por coesão do adesivo. Neste caso ambos os aderentes encontram-se cobertos de adesivo o que é indicador de uma boa preparação de superfície [4].

A rotura pelo aderente ocorre quando a ligação é mais forte do que o substrato, evidenciando uma junta bem concebida, uma vez que neste caso a falha é na coesão do aderente. Este tipo de rotura é difícil de encontrar em substratos de elevada resistência.

A rotura mista é a combinação entre uma rotura adesiva e uma coesiva, uma vez que na região colada encontram-se partes com adesivo e partes sem. Este modo de rotura por vezes está relacionado com imperfeições na limpeza do aderente ou contaminações no adesivo.

O modo de rotura ideal de uma junta é por falhas coesivas. Pois, deste modo, sabe-se que foi atingido a resistência máxima de um dos materiais, o que significa que a junta foi bem dimensionada e fabricada [4].

A propagação de uma fenda de rotura pode dar-se de três modos diferentes. Na Figura 13, estão representados os três modos. No modo I esta ocorre por abertura, enquanto no modo II ocorre por corte na direção perpendicular a frente da fenda, o modo III dá-se também por corte mas desta vez de forma paralela [6].

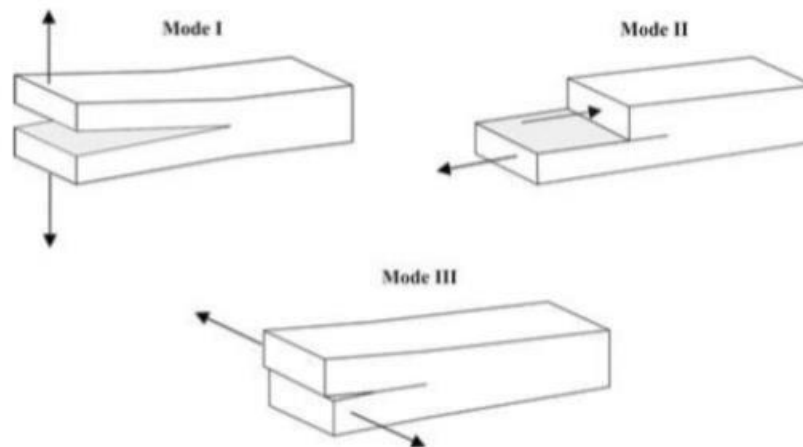


Figura 13 - Diferentes modos de propagação de fendas [12].

2.2 Previsão de resistência de juntas adesivas

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

Os estudos que permitiram um avanço no estudo das juntas adesivas remontam à década de 30 com o modelo analítico de Volkersen [13], que parte do princípio que os materiais são inteiramente elásticos e a deformação do adesivo apenas ocorre em corte. Em contrapartida, a formulação analítica torna-se mais complexa na eventualidade do adesivo se deformar plasticamente, da utilização de substratos de compósito ou de materiais diferentes. O MEF é então a técnica mais comumente utilizada para a análise de juntas adesivas [14], tendo sido inicialmente aplicada por Harris e Adams [15], que introduziram fatores como a rotação da junta, a plasticidade dos aderentes, a plasticidade do adesivo e a influência dos filetes. Recorreu-se então à mecânica dos meios contínuos para a previsão da resistência das juntas coladas, que requer a distribuição de tensões e um critério de rotura apropriado.

O MEF também pode ser combinado com técnicas da mecânica de fratura para a previsão da resistência, quer pelo fator de intensidade das tensões quer por abordagens

energéticas como a técnica do fecho da fenda virtual (TFFV). Porém, estas técnicas de modelação dificultam o processo de avaliação do crescimento da fenda devido à necessidade de voltar a criar a malha na eventualidade da propagação da fenda, o que tem repercussão ao nível do esforço computacional [16]. Ao longo das últimas décadas a modelação numérica foi alvo de grandes avanços, sendo um deles a modelação de dano por MDC. Esta técnica acopla a modelação convencional por MEF para as regiões em que não é previsto dano com a mecânica de fratura, através da utilização de elementos coesivos para promover a propagação de fendas.

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

2.2.1 Mecânica dos meios contínuos

A mecânica dos meios contínuos consiste numa técnica que utiliza modelos analíticos ou numéricos como o MEF para obtenção dos valores máximos de tensão, deformação ou energia de deformação. A previsão é efetuada através da utilização de critérios como a tensão ou deformação máxima, tensão ou deformação pontual a uma dada distância, tensão ou deformação média sobre uma dada região ou análise de estado limite. Para o efeito, são comparados os valores obtidos pelos modelos com os valores admissíveis dos materiais, o que permite estimar a resistência das ligações adesivas. Na previsão da resistência de juntas adesivas de sobreposição através de métodos analíticos, uma solução simples é usar o modelo de Volkersen [13], que considera que o adesivo deforma apenas ao corte. Assim, pode-se considerar a tensão máxima de corte como um critério de rotura. Adams et al. [17] usou o critério da tensão principal máxima obtida pelo MEF para prever a resistência de juntas adesivas, com bons resultados. Para os mesmos autores, um aspeto importante na análise das tensões e deformações por métodos numéricos é a dimensão da malha, devido à existência de singularidade das tensões nas extremidades de L_0 . Os critérios de dano baseados na mecânica dos meios contínuos aplicados em modelos analíticos são considerados bastante intuitivos e conseguem em alguns casos reproduzir resultados satisfatórios [18]. No entanto, estes podem ser bastante complexos sem que as suas previsões sejam realistas. Estes critérios não levam em conta as concentrações de tensões existentes em entalhes e ranhuras, assim como a presença de defeitos no adesivo. De acordo com Harris e Adams [15], em situações onde se utilizam adesivos dúcteis, os critérios existentes baseados em tensões não são adequados pois, após o adesivo ceder, ainda suporta deformações elevadas antes da rotura.

2.2.2 Mecânica da fratura

A mecânica dos meios contínuos estabelece que a estrutura e o seu material são contínuos, o que não se adequa no caso de existirem defeitos no material, para materiais que tenham cantos reentrantes ou outras singularidades de tensão. Por outro lado, a mecânica da fratura assume que a estrutura não é necessariamente um meio contínuo, podendo apresentar defeitos (fendas) causados por processos de fabrico ou por qualquer acidente durante o seu funcionamento. Teoricamente, existe uma singularidade sempre que o ângulo das faces adjacentes é inferior a 180° . Este efeito é extensível para a singularidade de tensões na interface entre dois materiais ligados. Neste caso, a descontinuidade de tensões continua a existir, embora deixem de existir superfícies livres. A mecânica da fratura permite avaliar se estes defeitos são suscetíveis de causar uma rotura catastrófica, ou se, durante o período de vida da estrutura, este se mantém com dimensões inferiores às críticas, embora se possa propagar, de forma a manter a segurança da estrutura. A fratura pela propagação de fissuras pode ser despoletada por diferentes fatores, como a aplicação de cargas lentas, de impacto, por fadiga, devido a gradientes de temperatura ou ainda por deformações dependentes do tempo [19]. Os princípios básicos da mecânica da fratura devem-se ao estudo pioneiro de Griffith [20] através do estudo de fraturas em fibras de vidro, que lhe permitiu concluir que todos os corpos apresentam defeitos, e que a fratura ocorre a partir do mais crítico.

No ramo da indústria aeronáutica foi introduzido o conceito de projeto com tolerância ao dano, que se baseava em conceitos da fratura linear elástica. No caso de materiais dúcteis, uma determinada quantidade de material plastifica antes da iniciação da fenda, e a fenda propaga-se de forma estável, antes da rotura final [21]. Como a teoria da mecânica da fratura linear elástica não é apropriada para este tipo de materiais, então foi criada a solução de HRR (Hutchinson-Rice-Rosengreen) por Hutchinson [22] e por Rice [23] para modelar roturas dúcteis.

A maioria dos estudos em juntas adesivas utilizam a taxa de libertação de energia, G_I ou G_{II} , e o respetivo valor crítico ou resistência à fratura, G_c [24], em vez de fatores de intensidade de tensão, porque estes não são facilmente determináveis quando a fenda cresce numa interface ou na sua proximidade. A fratura de juntas adesivas tem lugar em modo misto devido às propriedades distintas dos adesivos em tração e corte e também pelo efeito dos substratos, pelo que se torna necessário introduzir o conceito de envelope da fratura. Este fornece uma função para a rotura que envolve as componentes de tenacidade de tração e corte quando as duas estão presentes na solitação.

2.2.3 Modelos de dano coesivo

O conceito de MDC teve início com estudos de Barenblatt [25] e Dugdale [26], que descreveram o dano na zona de processo da fratura na frente da fenda sob o efeito cargas estáticas, dando assim início a métodos mais refinados para caracterizar o dano em estruturas. Os MDC passaram a permitir analisar o início de uma fenda e a propagação desta no interior ou na interface de materiais, ou ainda em delaminação de compósitos. A implementação dos MDC pode ser feita em elementos de mola ou, mais convencionalmente, em elementos coesivos [27].

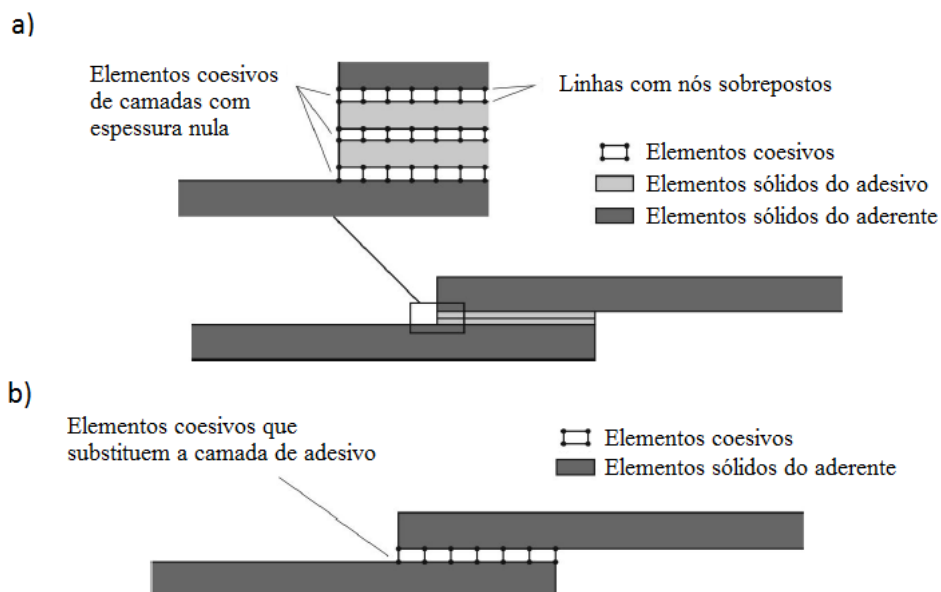


Figura 14 – Elementos coesivos para simular caminhos de rotura de espessura zero: aproximação local (a) e modelação de uma camada fina de adesivo: aproximação contínua (b) (adaptado de [28]).

Estes modelos podem ser incorporados em programas de análise por MEF e assim modelar o comportamento de materiais sujeitos à fratura [29]. O princípio fundamental dos MDC é que é possível introduzir artificialmente zonas de propagação de dano em estruturas, e assim avaliar o crescimento do dano pela introdução de uma descontinuidade no campo dos deslocamentos. A técnica consiste em estabelecer leis coesivas (tração-separação) para modelar interfaces ou regiões finitas. As leis coesivas são aplicadas entre os nós homólogos dos elementos coesivos (Figura 14), e podem ligar nós sobrepostos de elementos que representam diferentes materiais ou camadas diferentes em compósitos – aproximação local [30], ou podem ser aplicados diretamente entre dois materiais para simular uma camada fina de material, por exemplo para simular uma ligação adesiva – aproximação contínua [31].

Os MDC proporcionam uma propagação macroscópica dos danos existentes ao longo de um percurso, desvalorizando os fenômenos microscópicos presentes no início da fenda, através da implementação das leis de tensão-deslocamento relativo entre os nós emparelhados ao longo do caminho da fenda. Estes modelos são usados para simular a evolução elástica da tensão e conseqüentemente amaciamento até à rotura completa, permitindo desta forma simular a deterioração gradual das propriedades dos materiais. As leis de tração-separação são normalmente construídas por relações lineares em cada uma das etapas de carregamento, embora possam ser definidas de uma forma distinta, de maneira a possibilitar uma representação mais fiel do comportamento dos materiais [32]. Este modelo está implementado em *softwares*, como o caso do Abaqus®, em duas dimensões (2D) e três dimensões (3D), para uma análise estática. O modelo 3D, relativamente ao 2D apresenta uma componente adicional de corte [33].

2.2.3.1 Tipos de leis coesivas

Ao longo dos anos, foram estudados vários MDC, como o modelo linear parabólico [34], triangular [35], exponencial [36], polinomial [37] e trapezoidal [31]. Com base no comportamento do material ou na interface em simulação, podem ser consideradas diferentes formas de leis coesivas de forma a obter resultados mais precisos [38].

A lei triangular é a mais usada devido à sua simplicidade, pelo reduzido número de parâmetros a serem determinados e ainda pelos resultados precisos para a maioria das condições reais [39]. Trata-se de um modelo coesivo baseado em MEF de interface [40] de seis nós e espessura nula, compatíveis com os elementos sólidos bidimensionais de oito nós do Abaqus®. Neste tipo de modelo de dano são apresentadas duas versões distintas: modo puro e modo misto (Figura 15).

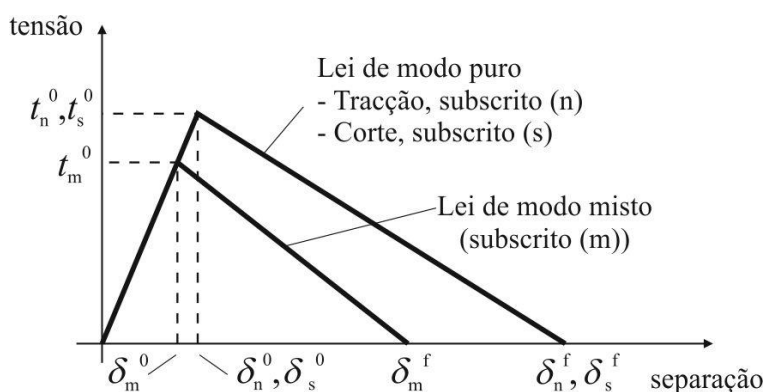


Figura 15 – Modelo coesivo triangular [40, 41].

O modo puro (lei de maiores dimensões) caracteriza-se pela propagação do dano ocorrer num conjunto específico de nós homólogos quando os valores das tensões no modo respetivo são anulados na lei coesiva correspondente. O modo misto é a lei de menores

dimensões e caracteriza-se por utilizar critérios energéticos e de tensões para combinar os modos puros de tração e corte [42].

Outro tipo de lei coesiva bastante utilizada é a lei coesiva trapezoidal, que visa a simulação do comportamento mecânico de camadas finas de adesivos dúcteis. Estas leis simulam adequadamente o comportamento de camadas finas de adesivos dúcteis em modo I [43] e modo II [44].

2.2.3.2 Determinação dos parâmetros coesivos

As análises por MDC permitem explicar o comportamento do dano em juntas adesivas. Contudo, os parâmetros coesivos devem ser calibrados com ensaios experimentais e respetivamente validados, de forma a simular com maior precisão a rotura da ligação [45]. Vários estudos têm sido publicados sobre a definição dos parâmetros coesivos (t_n^0 , t_s^0 , G_{Ic} e G_{IIc}). Contudo, segundo Jung Lee et al. [46], alguns parâmetros como t_n^0 e t_s^0 , ainda não se encontram devidamente padronizados. Assim surgem algumas técnicas de análise de dados, como por exemplo o método de definição individual de parâmetros, o método direto e o método indireto, sendo que estes apresentam diferentes graus de complexidade e de precisão. Alguns trabalhos realizados para validar ensaios em modo misto, estimando os MDC em modo puro através de ensaios DCB, ENF e JSS, alcançando bons resultados [31, 47].

O método de definição individual dos parâmetros consiste na definição isolada dos parâmetros das leis coesivas através de ensaios adequados. No entanto este método é particularmente crítico devidos desvios entre os parâmetros do adesivo em material maciço e a ligação adesiva [48]. Este problema surge causado pelo efeito de restrição às deformações de uma camada fina de adesivos entre dois aderentes, e também devido ao modo misto de propagação de fendas em ligações adesivas. De facto, as fendas em materiais maciços tendem a crescer de forma perpendicular à direção de tensão principal máxima [49]. Em ligações adesivas finas, como o adesivo é tipicamente mais fraco e flexível do que os aderentes, as fendas são obrigadas a propagar do sentido longitudinal da ligação. O método inverso consiste no procedimento iterativo de ajuste entre as previsões numéricas e os dados experimentais, considerando por exemplo a curva $P-\delta$, o que permite a estimativa de leis coesivas simplificadas para as condições específicas em que se está a executar o ajuste de parâmetros. Nos métodos de definição dos parâmetros e inverso é selecionada uma forma parametrizada da lei coesiva (por exemplo, bilinear ou trilinear) para obter o MDC, com base no comportamento do material a ser simulado [50]. Por outro lado, o método direto define a forma exata as leis coesivas, na medida que este método calcula os MDC da ligação adesiva a partir da informação fornecida pelos ensaios de caracterização à fratura [48], pela diferenciação

das curvas $G_I-\delta_h$ ou $G_{II}-\delta_s$ (em que δ_h é deslocamento em tração e δ_s é deslocamento em corte). No entanto, no que respeita aos parâmetros dos MDC, G_{Ic} e G_{IIc} são normalmente os principais parâmetros a determinar, em função do papel preponderante que desempenham nos resultados globais. Para avaliação de G_{Ic} e G_{IIc} , os métodos baseados na Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) são geralmente mais simples de aplicar, embora só possam ser utilizados em adesivos que não apresentem uma ductilidade muito acentuada. De facto, a MFLE não é viável em adesivos com grande plastificação e, nestas condições, o integral- J surge como alternativa para definição de G_{Ic} e G_{IIc} .

Independentemente da técnica utilizada para avaliação dos parâmetros coesivos, os ensaios tipicamente usados para a determinação de G_{Ic} e G_{IIc} são o ensaio DCB (tração) e ENF (corte). O ensaio DCB é o mais utilizado para determinar G_{Ic} pois, apresenta uma geometria simples e de fácil fabrico dos provetes. Existem vários métodos para obter G_{Ic} , como métodos baseados na teoria de vigas (corrigida ou não), métodos baseados no comprimento equivalente ou integral- J [51]. Rice [23] tornou possível obter uma expressão para o valor de G_{Ic} em provetes DCB através do método de integral- J , que também permite obter a relação entre as tensões transmitidas e os deslocamentos na extremidade da fenda, ou seja, a lei coesiva [52]. O ensaio DCB é constituído por dois substratos colados entre si com uma camada fina de adesivo. Durante a fabricação do provete, é provocada uma fenda inicial numa das extremidades do mesmo. Todavia, podem ser sentidas algumas dificuldades quando se determina o valor de G_{Ic} . Por vezes a propagação da fenda pode ser instável e, nesses casos, a medição do comprimento de fenda durante o ensaio torna-se difícil. Em alguns ensaios DCB, a ponta da fenda pode não ser claramente visível, dependendo do adesivo utilizado [44]. A norma referente ao ensaio DCB é a norma ASTM D3433-99 [53], onde está enunciado o método para execução de ensaio. O esquema definido para este ensaio encontra-se representado na Figura 16. Na mesma norma é indicada a forma de determinar a altura mínima do substrato (h), de forma a evitar deformação plástica dos substratos durante o ensaio, pela equação (1) em que T corresponde a 150% da carga máxima necessária para iniciar a fenda na ligação adesiva, a é o comprimento da fenda, B é a largura do substrato e σ_y corresponde à tensão de cedência do material do substrato.

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

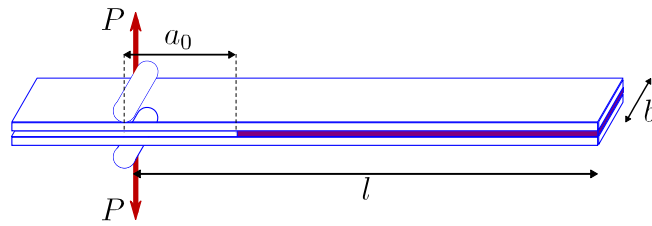


Figura 16 – Geometria do provete DCB [54].

O ensaio ENF descreve-se como uma viga simplesmente apoiada nas extremidades e carregada a meio vão, com um comprimento da pré-fenda inicial (a_0) definido, onde a meio é aplicada uma carga P (Figura 17). A solicitação aplicada origina a propagação da fenda sem haver a separação dos aderentes. Para que a propagação da fenda seja estável, é necessário que o a_0 seja pelo menos igual a 70% do comprimento total do provete ($2l$) [55]. Como os métodos utilizados para determinação dos parâmetros coesivos tipicamente requerem a medição de a durante a propagação, podem-se observar dificuldades na estimativa de G_{Ic} por esta medição [56].

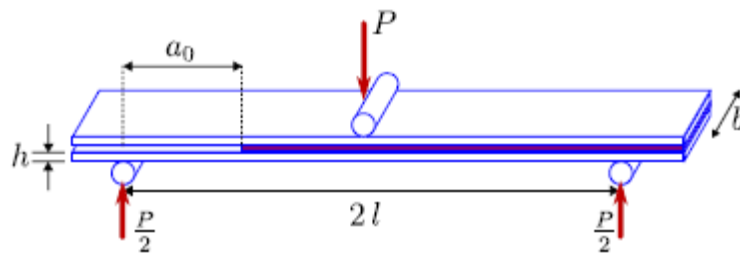


Figura 17 – Geometria do provete ENF [54].

2.2.3.2.1 Método de definição individual dos parâmetros

Este método começa pela escolha da forma da lei coesiva a utilizar para o material (neste caso adesivo), em função do seu comportamento conhecido [50]. De seguida, calcula-se separadamente cada um dos parâmetros das leis coesivas através de ensaios apropriados. Segundo este método, pelo menos um dos parâmetros das leis coesivas é obtido por consideração das propriedades do adesivo como material maciço. Assim, esta técnica pode por exemplo envolver a utilização de propriedades de adesivo maciço como aproximação para os valores de t_n^0 e t_s^0 . No entanto, como os parâmetros coesivos dependem da espessura de adesivo (t_A) e espessura do substrato, sempre que for aplicada esta aproximação, são esperados desvios entre a previsão quantitativa dos parâmetros coesivos e o comportamento real da ligação adesiva [57]. No trabalho de Campilho et al. [42], t_n^0 e deslocamento de tração de início de amaciamento (δ_n^s) foram obtidos a partir da curva tensão – deformação (σ – ϵ) de provetes de adesivo maciço, tendo em consideração o trabalho de Andersson e Stigh [58], onde se observou que t_n^0

é da mesma ordem de grandeza da resistência à tração medida em testes de adesivo maciço, e também que δ_n^s e deslocamento de corte de início de amaciamento (δ_s^s) não influenciam significativamente os resultados numéricos. Por outro lado, o valor de t_s^0 foi estimado a partir de t_n^0 , considerando o critério de von Mises para materiais isotrópicos. Devido à baixa influência nos resultados, δ_s^s foi definido considerando que a lei coesiva ao corte idêntica à da lei de tração. Os valores de G_{Ic} e G_{IIc} foram estimados a partir de testes DCB e ENF, respetivamente. Para uma avaliação do efeito das aproximações feitas anteriormente, os autores também levaram a cabo uma análise de sensibilidade numérica, cujos resultados mostraram que os valores de δ_n^s e δ_s^s das leis MDC de juntas adesivas não têm influência visível no modo de rotura e resistência das juntas.

2.2.3.2.2 Método inverso

O método inverso é um processo iterativo que consiste em ajustar os dados obtidos nas simulações de MEF aos dados obtidos experimentalmente, até se obter uma boa concordância entre os dois por variação de parâmetros coesivos. Este método necessita inicialmente de uma reprodução precisa da geometria da junta adesiva e utiliza leis coesivas aproximadas, com base no comportamento típico do material a ser simulado. Ao contrário do método de definição individual dos parâmetros, o método inverso fornece uma estimativa mais precisa do comportamento do adesivo nas condições reais em que este vai ser aplicado [59]. Para a determinação de leis coesivas de adesivos, o procedimento habitual consiste na utilização de valores de G_{Ic} ou G_{IIc} obtidos em ensaios de fratura (DCB ou ENF, respetivamente) como parâmetros de entrada da lei coesiva respetiva, e posterior utilização de valores aproximados de t_n^0 ou t_s^0 para a iniciação do processo iterativo de tentativa e erro. A estimativa destes é então realizada por algumas iterações numéricas até se alcançar uma previsão precisa dos dados experimentais. O método inverso utiliza padrões de ajuste iterativo como as curvas- R [60], o perfil de abertura de fenda [61] ou, mais habitualmente, a curva P - δ [62].

2.2.3.2.3 Método direto

O método direto é um método que permite obter de forma exata as leis coesivas de um material ou uma junta adesiva, uma vez que estas são estimadas a partir dos dados experimentais de testes de fratura, tais como o DCB ou ENF [48]. Estes ensaios permitem obter os valores de G_I (tração) ou G_{II} (corte) em função do deslocamento relativo na extremidade da fenda (δ_n para a tração ou δ_s para corte). As leis coesivas pelo método direto são determinadas pelas curvas G_I - δ_n ou pelas curvas G_{II} - δ_s , cuja diferenciação permite obter as leis coesivas em tração ou em corte, respetivamente.

No âmbito da utilização do método direto em tração pelo ensaio DCB, Stigh et al. [52], em trabalho realizado baseando no pressuposto da existência de uma lei coesiva, concluíram que, para as camadas do adesivo, a lei coesiva é independente das partes ligadas. Assim, o integral- J pode ser calculado ao longo dum caminho arbitrário que contorna a fenda. Para o ensaio de DCB, aplicado o conceito do balanço energético e da teoria das vigas para determinar a taxa de libertação de energia em Modo I, G_I , tem-se que

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

em função da carga aplicada por unidade de largura (P_u), módulo de *Young* dos aderentes (E), rotação relativa dos aderentes na ponta da fenda (θ_0) e rotação relativa dos aderentes na linha de carga (θ_p). Campilho et al. [63], em trabalho realizado com base na equação fundamental do integral- J definida por Rice [23], chegaram à equação (3) para determinar o valor de G_{Ic} , que permite obter a expressão da lei coesiva

$$G_I = \int_0^{\delta_n^f} t_n(\delta_n) d\delta_n, \quad (3)$$

sendo δ_n e δ_n^f a abertura da fenda atual e de rotura, respetivamente, medidas em a_0 , e t_n a tensão normal de tração aplicada. Por diferenciação da expressão (4) obtém-se a lei coesiva à tração

$$t_n(\delta_n) = \frac{\partial G_I}{\partial \delta_n}. \quad (4)$$

Assim, o procedimento do ensaio consiste em medir a relação de P , a , δ_n e θ_0 . Para efeitos de cálculo de G_{Ic} , considera-se o valor de patamar da curva G_I - δ_n .

Para a fratura em modo II pelo ensaio ENF, está disponível uma formulação de cálculo de G_{IIc} pelo método do integral- J [47]. O valor do integral- J é dado por

$$G_{II} = \frac{9}{16} \frac{(P_u a)^2}{Eh^3} + \frac{3}{8} \frac{P_u \delta_s}{h}. \quad (5)$$

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

$$G_{II} = \int_0^{\delta_s^f} t_s(\delta_s) d\delta_s, \quad (6)$$

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

$$t_s(\delta_s) = \frac{\partial G_{II}}{\partial \delta_s}. \quad (7)$$

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

2.2.4 Mecânica do dano

A mecânica do dano apresentada neste capítulo diz respeito a métodos alternativos aos MDC, que permitem a introdução de dano nos elementos pela redução dos esforços transmitidos. Os métodos utilizados na mecânica do dano estabelecem um parâmetro de dano para modificar a resposta dos materiais através da redução de resistência ou rigidez. Como exemplos desta metodologia referem-se os trabalhos de Daudeville e Ladevèze [64] para a delaminação de compósitos ou rotura da matriz, ou de Khoramishad et al. [65] para camadas finas de adesivo. Como resultado do parâmetro de dano estabelecido, torna-se possível a simulação gradual do dano e da fratura de uma fenda, com trajetória pré-definida ou arbitrária dentro de uma região finita [27].

As variáveis de dano podem ser classificadas em dois grupos. No primeiro grupo as variáveis modelam o dano pela redefinição das propriedades constitutivas dos materiais, embora estas não estejam diretamente relacionadas com o mecanismo de dano. No segundo grupo, as variáveis são relacionadas com a definição física de um género específico de dano, como a dimensão das porosidades ou a área relativa de micro-cavidades [66]. Pela mecânica do dano, o crescimento do dano é definido em função da carga para simulações estáticas [67] ou do número de ciclos para análises de fadiga [68, 69]. Comparativamente aos MDC e, em aplicações específicas, a mecânica do dano pode ser recomendada caso o dano seja generalizado ou caso o caminho de

propagação da fenda não seja conhecido já que, pelos MDC, a propagação da fenda é limitada a trajetos pré-definidos [70].

Hua et al. [71] propuseram um modelo de mecânica do dano com resultados independentes da malha para a previsão de resistência de juntas adesivas com um adesivo dúctil sujeitas a degradação ambiental. Na modelação numérica, este efeito era alcançado com a introdução de um parâmetro de dano com base no deslocamento na equação constitutiva dos materiais, dependente do grau de humidade. Este parâmetro de dano foi calibrado através de ensaios à fratura em provetes à flexão em modo misto, e permitiu reduzir os valores de tensão na junta dependendo do deslocamento plástico equivalente, o que permitiu obter resultados independentes da malha. As previsões da resistência da junta e do caminho do dano foram coerentes com os resultados experimentais.

Chen et al. [72] usaram uma técnica da mecânica do dano em JSS baseada na energia de deformação plástica média para a previsão do início e propagação do dano, e também da carga de rotura. A técnica utilizada consistiu em analisar, após obter uma solução convergente num dado incremento de carga, se a condição de rotura tinha sido atingida nalgum elemento da estrutura. Perante estas condições, os valores de E e do coeficiente de Poisson (ν) do material na respetiva zona eram reduzidos quase até zero para simular a existência de rotura. A comparação dos resultados obtidos por esta técnica e os ensaios experimentais revelou resultados bastante positivos.

2.2.5 Método dos Elementos Finitos Estendido

O MEFX é uma evolução recente do MEF, que permite a análise e modelação do crescimento do dano para previsão da fratura em estruturas, baseado na resistência dos materiais para a iniciação do dano e em deformações para a avaliação da rotura, em vez dos valores de t_n^0/t_s^0 ou δ_n^0/δ_s^0 (deslocamentos de tração e corte correspondentes a $P_{máx}$, respetivamente) utilizados no MDC, pela mesma ordem. No MEFX, comparativamente com os MDC, deixa de ser necessário que a fenda siga um caminho pré-definido, o que constitui uma vantagem significativa. Assim, a fenda passa a poder propagar livremente no interior da estrutura sem que seja necessário que a malha coincida com a geometria das descontinuidades e sem a necessidade de refazer a malha na proximidade da fenda [73]. Belytschko e Black [74], no final dos anos 90, apresentaram as características fundamentais deste método, baseadas no conceito de partição de unidade, e que pode ser implementado no MEF pela introdução de funções de enriquecimento local para os deslocamentos perto extremidade da fenda, para permitir o crescimento e separação entre as faces da fenda [75]. Devido ao crescimento da fenda, a extremidade desta muda a sua posição e orientação continuamente,

dependendo das condições de carga e da geometria da estrutura, e em simultâneo são criadas funções de enriquecimento necessárias para os pontos nodais dos elementos finitos na proximidade da extremidade da fenda.

O MEFX considera inicialmente um comportamento linear elástico dos materiais, que é representado por uma matriz constitutiva elástica que relaciona tensões com as separações normais e de corte. O dano e a rotura são simulados pelo MEFX por critérios de iniciação de dano e leis de dano entre nós fantasmas e reais de elementos fraturados. Os critérios de iniciação de dano podem depender por exemplo das tensões principais máximas ou das deformações principais máximas, enquanto as leis tração-separação que simulam a degradação dos materiais até à fratura podem ser lineares ou exponenciais [76].

Campilho et al. [77] utilizou o MEFX para a previsão da resistência de juntas de sobreposição simples e dupla, coladas com um adesivo dúctil, onde se comparou resultados pelo MEFX com os MDC (Figura 18). Neste estudo os autores concluíram que o MEFX não é o método mais adequado para propagação do dano em modo misto na camada de adesivo, uma vez que a direção da fenda é perpendicular à tensão principal máxima, o que por sua vez se traduz na propagação do dano na direção dos substratos ao invés de ao longo da camada de adesivo, o que não é representativo do comportamento real das juntas. Por outro lado, os MDC revelaram previsões bastantes precisas do comportamento da junta.

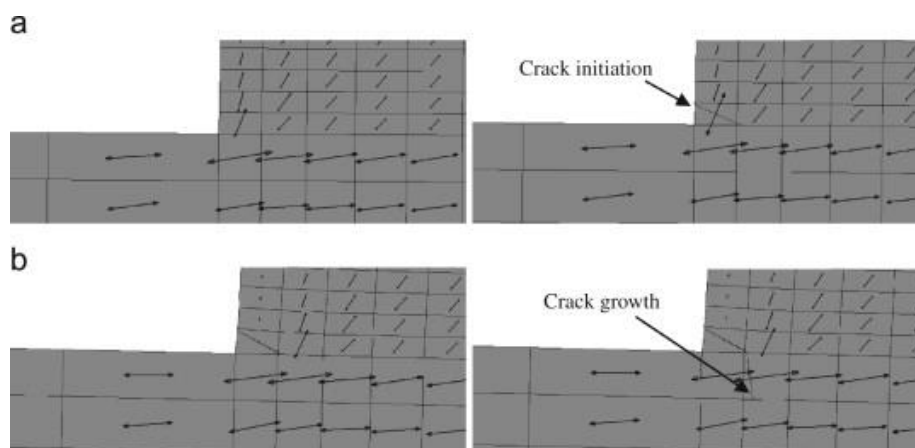


Figura 18 – Representação das tensões usando o MEFX em JSS: iniciação do dano do adesivo nas extremidades de sobreposição (a) e crescimento dano do aderente de alumínio (b) [77].

2.3 Métodos sem malha

Nas últimas duas décadas o avanço da capacidade computacional e dos seus métodos criou um enorme impacto na resolução de problemas de contorno, contudo ainda não é possível tratar eficazmente muitos problemas complexos com os métodos numéricos padrões. Por exemplo nos processos de otimização de formas, aliados aos métodos de elementos finitos, onde é necessária a variação da geometria e criação exaustiva de malhas, apresentam várias dificuldades, como a necessidade de determinar a solução entre diferentes malhas, o que conduz a uma diminuição da precisão nos resultados e um aumento significativo do custo computacional. Para combater este tipo de problemas foram criados os métodos sem malha (*meshless*), estes métodos não necessitam de qualquer uso explícito de malhas.

2.3.1 Fundamentos dos métodos sem malha

O procedimento utilizado na maioria dos métodos sem malha começa por definir bem os contornos de um problema, podendo-se assim definir tanto a forma como as condições de fronteira do mesmo. De seguida procede-se a discretização do problema do domínio utilizando um conjunto nodal. Como mostra a Figura 19, esta discretização nodal poder ser regular ou irregular.

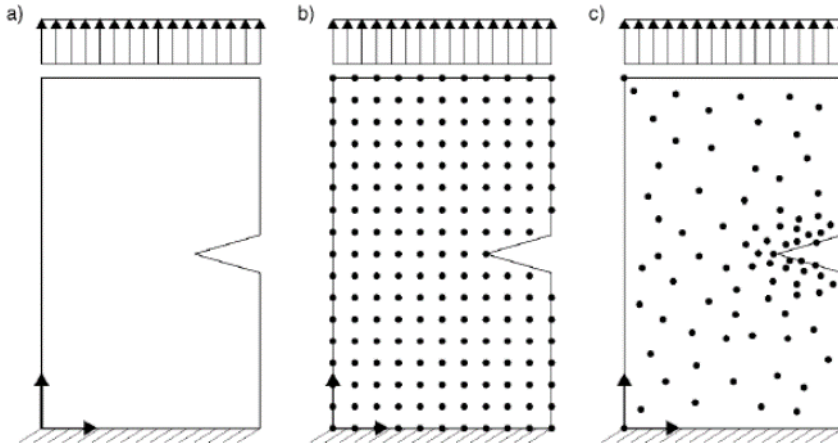


Figura 19 - a) Domínio do problema com os limites essenciais e naturais aplicados, b) Discretização nodal regular e c) Discretização nodal irregular [78].

Na maioria dos casos, a distribuição regular dos nós apresenta melhores resultados, no entanto nas zonas de maior concentração de tensões, o caso da fenda da Figura 11, devem ter maior densidade de nodal. Por forma a respeitar uma malha regular, nos casos onde seja previsível uma concentração de tensões pode-se acrescentar nós a essas zonas mantendo uma distribuição regular no resto do problema. Assim haverá uma

maior informação nas zonas críticas sem um aumento abrupto do gasto computacional. Com a discretização do domínio do problema é possível obter a conectividade nodal, esta é assegurada pela sobreposição de domínios de influência quando se trata de RPIM e por células de influência no caso do NNRPIM. Aqui se encontra uma grande diferença em relação aos métodos com malha uma vez que no MEF a malha é constituída por elementos finitos predefinidos onde os nós pertencentes ao mesmo elemento interagem diretamente entre si e os de limite interagem com os nós de fronteira do elemento mais próximo.

A integração numérica ocorre através da construção de uma malha de integração que pode ser nodal-dependente ou independente, apresentando a malha independente melhores resultados. Para a obtenção de resultados mais precisos nas malhas nodais dependentes é necessário recorrer a um método de estabilização, este irá aumentar o gasto computacional. Assim sendo a informação necessária para estes métodos de integração é apenas a localização dos nós no espaço, o que lhes confere o termo sem malha.

Para a obtenção das variáveis de campo em estudo é necessário recorrer a funções de forma de aproximação ou interpolação, tanto no caso do RPIM como o NNRPIM são utilizadas as de interpolação, tendo como base a combinação de funções de base radial e base polinomial.

2.3.2 Formulação RPIM

Os métodos sem malha mais utilizados inicialmente eram o EFGM e o MLPG. Estes utilizavam a aproximação MLS para a construção das funções de forma, que por vezes causava alguns contratempos na imposição das condições essenciais e naturais. De modo a ultrapassar este problema foi criado o PIM que trouxe vantagens em relação aos métodos existentes. Uma das grandes diferenças é que o PIM para estabelecer a conectividade nodal utiliza o conceito de domínio global de influências, ao invés do domínio global do problema, tornando-a assim mais eficaz. Outra grande diferença é o facto de o PIM utilizar funções interpoladoras, gerando assim funções de forma com a propriedade de delta de Kronecker corrigindo, deste modo, as lacunas da imposição das condições essenciais e naturais. Além disso as funções de forma são mais fáceis de obter e mais simples do que no método MLS o que traz grandes vantagens a nível de cálculo computacional. Contudo, nas funções de base o PIM apenas aplica polinómios o que torna possível o aparecimento de algumas singularidades, tal como o alinhamento perfeito dos nós o que irá produzir soluções invulgares no processo de construção das funções de forma [79-81].

Em 2002 o PIM evoluiu e em vez da utilização de funções de base polinomiais foram adicionadas funções de base radiais, criando assim o *Radial Point Interpolation Method* (RPIM). Esta alteração eliminou as possíveis singularidades faladas anteriormente, tornando este método bastante eficaz e utilizado até aos dias de hoje.

2.3.2.1 Domínios de influência e conectividade nodal

Após a discretização inicial dos nós, é obrigatório garantir a conectividade nodal, para isso é necessário definir a área do domínio de influência, caso se trate de um problema bidimensional ou o volume caso seja tridimensional. Estes domínios de influência podem ter tamanhos fixos ou variáveis. Contudo é aconselhável utilizar variável, uma vez que o tamanho fixo muitas vezes leva a números desiguais de nós dentro de cada domínio de influência (Figura 20), o que diminui consideravelmente a precisão da análise numérica. Ao utilizar domínios de influencia de tamanho variável é possível garantir o mesmo numero de nós, o que leva a ambos terem o mesmo grau de complexidade [78].

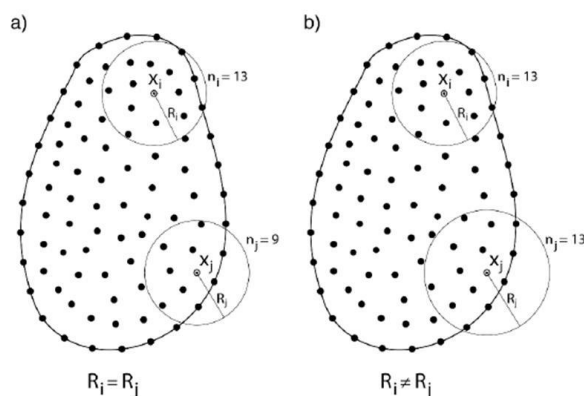


Figura 20 - a) Tamanho fixo do domínio de influência circular e b) Tamanho variável de domínio de influência circular [78].

2.3.2.2 Integração numérica

No RPIM, as equações diferenciais são integradas a partir do esquema de integração Gauss-Legendre. Inicialmente cria-se uma malha de fundo, que pode ser feita a partir da ligação dos nós que discretizam o domínio do problema. Estas células podem ser triangulares ou quadriláteras, Figura 21 a e b, e conter ou não os pontos de integração dentro das mesmas, ou por uma malha criada a parte que poderá ser maior do que o problema, Figura 21c. Caso seja utilizado o último exemplo os pontos de integração fora do domínio devem de ser eliminados da análise computacional.

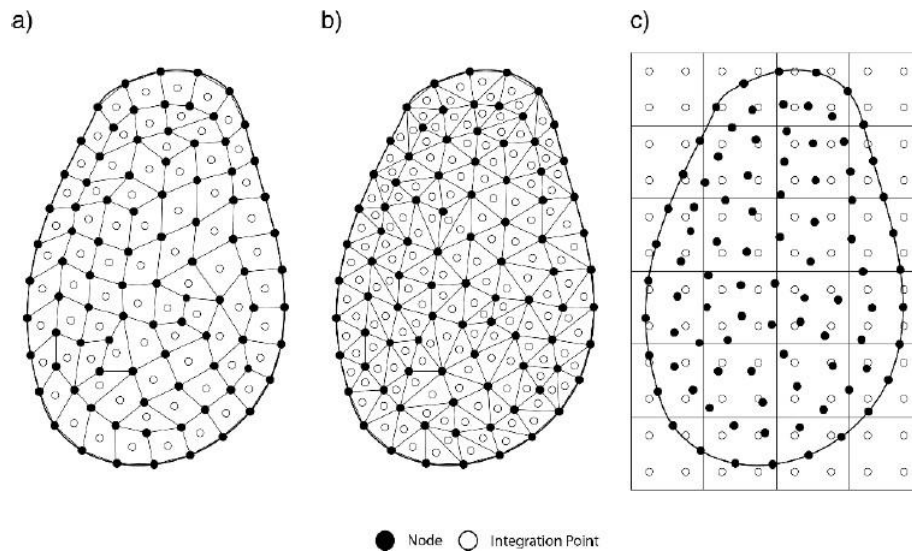


Figura 21 - a) Malha de fundo quadrangular de uma célula com 1 ponto de integração, b) Malha de fundo triangular de uma célula com 1 ponto de integração e c) Malha de fundo de gradientes quadrangular com 4 pontos de integração [78].

Após a distribuição dos pontos de integração na forma isoparamétrica, as coordenadas cartesianas dos pontos de integração são conseguidas através das seguintes funções de interpolação:

$$\begin{aligned} x &= \sum_{i=1}^m N_i(\xi, \eta) * x_i, \\ y &= \sum_{i=1}^m N_i(\xi, \eta) * y_i \end{aligned} \quad (8)$$

onde m é o número de nós que definem o elemento e x_i e y_i são as coordenadas cartesianas dos nós das células.

Para quadriláteros:

$$\begin{aligned} N_1(\xi, \eta) &= \frac{1}{4}(1 - \xi)(1 - \eta) \\ N_2(\xi, \eta) &= \frac{1}{4}(1 - \xi)(1 + \eta) \\ N_3(\xi, \eta) &= \frac{1}{4}(1 + \xi)(1 + \eta) \\ N_4(\xi, \eta) &= \frac{1}{4}(1 + \xi)(1 - \eta) \end{aligned} \quad (9)$$

Para triângulos:

$$\begin{aligned} N_1(\xi, \eta) &= 1 - \xi - \eta \\ N_2(\xi, \eta) &= \eta \\ N_3(\xi, \eta) &= \xi \end{aligned} \quad (10)$$

O peso do ponto de integração é obtido pela multiplicação do peso isoparamétrico do ponto de integração com o inverso do determinante da matriz *Jacobiana* da respectiva célula.

$$[J] = \begin{pmatrix} \frac{\partial x}{\partial \xi} & \frac{\partial x}{\partial \eta} \\ \frac{\partial y}{\partial \xi} & \frac{\partial y}{\partial \eta} \end{pmatrix} \quad (11)$$

2.3.3 Formulação NNRPIM

O NNRPIM é a combinação do *Radial Point Interpolators* (RPI) com o conceito geométrico dos vizinhos naturais, esta combinação é um dos mais recentes desenvolvimentos do RPI.

A grande diferença entre o NNRPIM e o RPIM é na aplicação da conectividade nodal. Enquanto no RPIM é utilizado o conceito de domínio de influência no NNRPIM este é substituído por uma célula de influência. Estas células são obtidas a partir de conceitos matemáticos como o diagrama de *Voroní e Delaunay tessellation*. No NNRPIM as funções de forma são obtidas da mesma maneira do que no RPIM e são aplicadas, apenas com algumas diferenças inerentes a sua própria natureza, do mesmo modo que na forma fraca de Galerkin. O NNRPIM geralmente apresenta campos de deslocamento e de tensões mais suaves e preciso, precisamente pela forma como aplica a conectividade nodal.

Apesar de este método ser recente, este já é utilizado em aplicações bastante distintas como, na análise estática de problemas 3D, na análise de feixes laminados, análise de grandes deformações, na aplicação de remodelação do tecido ósseo, entre outros [82-84].

2.3.4 Aplicação dos métodos sem malha a juntas adesivas

Como referido acima no tópico 2.3, os métodos sem malha, são bastante recentes, mas alvo de vários estudos. Neste tópico serão abordados alguns artigos científicos relativos ao tópico em questão.

Em 2009, Tu et al. [85], estudaram com base no *Element Free Galerkin Method* (EFGM) desenvolvido com interpolações de função de base radial, a eficiência e precisão do método sem malha, para problemas de regiões múltiplas, no caso, as juntas Comeld™ (Figura 22), comparando com o método de elementos finitos usado, ABAQUS. O sistema Comeld™ foi projetado para permitir melhorias para juntas de compósitos de metal. Esta tecnologia usa adesivos e mecanismos de ligações mecânicas, um desenho cuidadoso de um sistema de junção leva às vantagens de ambos os métodos.

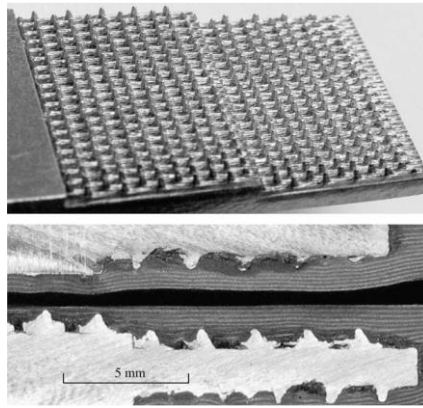


Figura 22 - Titanium double-step with protrusions and side views of typical Comeld™ specimens [85]

O resultado obtido nesta comparação foi que o método sem malha ao não precisar de nenhum elemento no domínio, simplifica o estudo não diminuindo consideravelmente a precisão, como se pode observar na Figura 23. Além disso, quando é necessário um refinamento de malha este também é facilitado, uma vez que não existem problemas relacionados com a diferença entre tamanhos de malha.

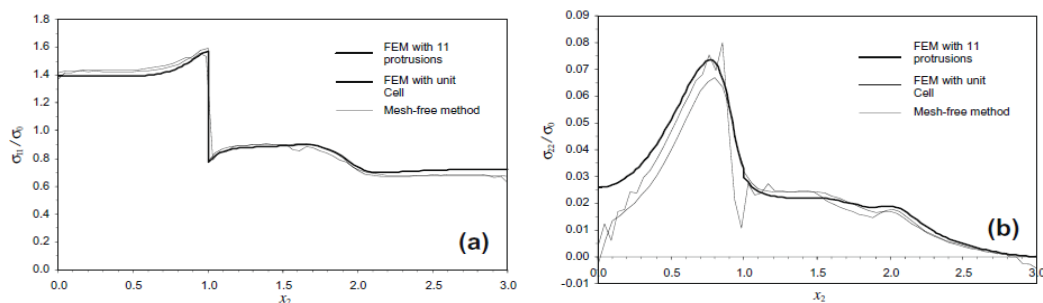


Figura 23 - Variações de tensão superfície do lado direito para diferentes modelagens: (a) r_{11} / r_0 ; (b) r_{22} / r_0 em que r_0 indica a carga média sobre a seção [85].

Em 2015, Bodjona e Lessard [86], sentiram a necessidade de estudar as juntas de sobreposição simples, aparafusadas, coladas e aparafusadas e reforçadas com adesivo ao mesmo tempo (Figura 24). Estas consistem na sobreposição de dois substratos que são unidos na região de sobreposição, usando adesivo e um ou mais parafusos. Para solucionar o modelo a executar, utilizaram a *meshfree global Galerkin technique* baseada no RPIM, uma vez que, os modelos numéricos existentes para este tipo de juntas utilizam o método dos elementos finitos 3D e são modelos computacionalmente caros e demorados de construir. As dificuldades sentidas pelos autores deveram-se a este método levar em conta um comportamento constitutivo não-linear do adesivo, bem com folgas do parafuso em relação a alguns materiais e, também, a sua fixação em outras zonas.

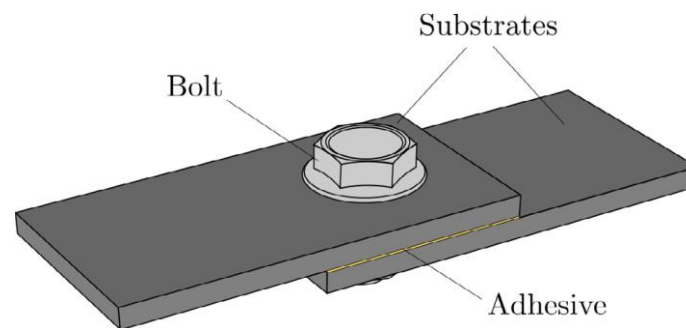


Figura 24 - Single lap bonded/bolted joint [86].

As conclusões foram que a ligação colada/aparafusada é mais resistente do que as restantes hipóteses colocadas como se pode observar na Figura 25. Os resultados obtidos, tanto dos modos de falha como do comportamento força-deslocamento, estão de acordo com os resultados experimentais disponíveis na literatura. Resumidamente, a teoria cinemática baseada no modelo clássico de Goland e Reissner, resulta numa melhor eficiência computacional do que os Modelos 3D FE.

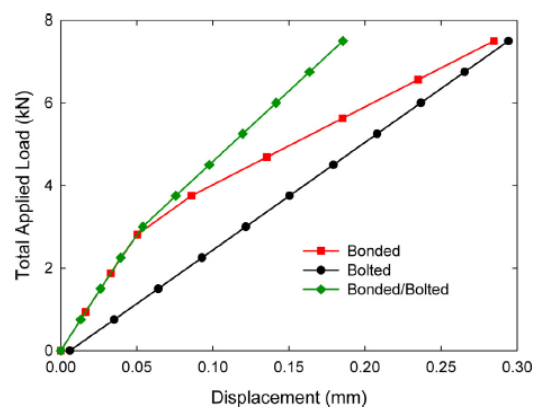


Figura 25 - Comparação das curvas previstas para os diferentes tipos de ligação [86].

DESENVOLVIMENTO

3 DESENVOLVIMENTO

3.1 Trabalho experimental de validação

Neste capítulo, será feita uma exposição detalhada dos materiais utilizados tanto para a realização do trabalho experimental, como de todo o processo relacionado com a sua realização executado anteriormente pela Engenheira Carla Sousa na sua dissertação de Mestrado [87]. São também descritos os ensaios realizados e analisados os modos de rotura, curvas força- deslocamento e a resistência das juntas.

3.1.1 Materiais utilizados

Este subcapítulo irá servir para apresentar e descrever os materiais utilizados no trabalho experimental, nomeadamente os substratos e os adesivos. Para tal, serão descritas as suas propriedades mecânicas mais relevantes para as análises feitas, tanto numéricas, como analíticas.

3.1.1.1 Substratos

Para o substrato foi selecionada a liga metálica AL6082-T651, esta escolha não se deve apenas a ser uma liga de boas propriedades mecânicas, mas também ao facto de ser aplicada num amplo campo de aplicações estruturais, em forma extrudida ou laminada.

Esta liga de alumínio é obtida através de um processo de envelhecimento artificial a uma temperatura de 180°C. Abaixo na Tabela 2, estão apresentadas as principais propriedades desta liga, obtidas através de trabalhos de caracterização prévios [88].

Tabela 2 - Propriedades da liga de alumínio AL6082-T651 [88].

| Resistência à tração | Módulo de Young | Tensão de cedência | Deformação de rotura |
|----------------------|--------------------|---------------------|----------------------|
| 324,00 ± 0,16 (MPa) | 70,70 ± 0,83 (GPa) | 261,67 ± 7,65 (MPa) | 21,70 ± 4,24 (%) |

Nos trabalhos acima referidos, foram ainda obtidas as curvas de tensão-deformação (σ - ϵ) desta liga, presentes na Figura 26.

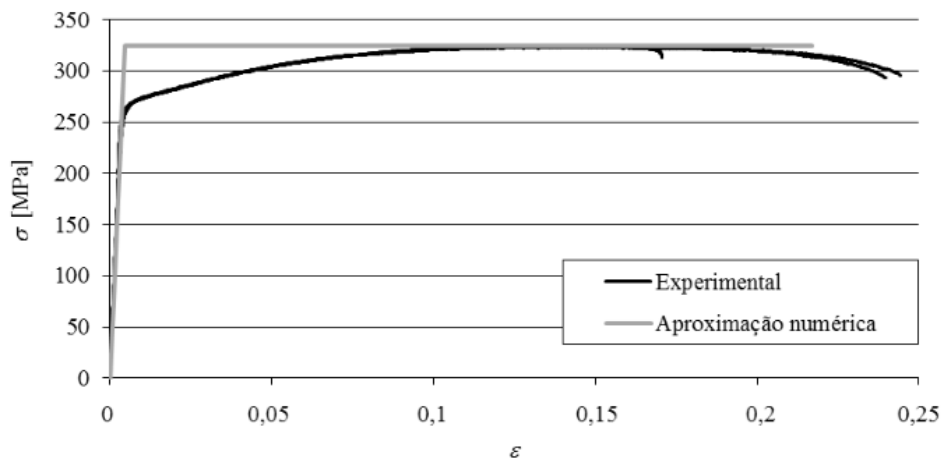


Figura 26 - Curvas σ - ϵ da liga de alumínio AW6082 T651 e respetiva aproximação numérica [88].

3.1.1.2 Adesivos

Ao nível dos adesivos, foram selecionados três adesivos de comportamentos distintos, Araldite® AV138 (adesivo epóxico frágil), Araldite® 2015 (adesivo epóxico dúctil) e SikaForce® 7888 (adesivo poliuretano estrutural, combina ductilidade e resistência mecânica). Esta escolha tem por base o teste do comportamento dos vários métodos para os diferentes tipos de adesivos.

3.1.1.2.1 Araldite® AV138

O adesivo Araldite® AV138 como referido anteriormente é de base epóxida e revela-se um adesivo frágil, mas de grandes cargas. Este adesivo devido a a sua baixa deformabilidade é uma excelente opção para ligar uma vasta gama de materiais como metais, compósitos ou poliméricos. Na Figura 27 estão representadas as curvas de σ - ϵ obtidas através do ensaio de provetes maciços á tração [88].

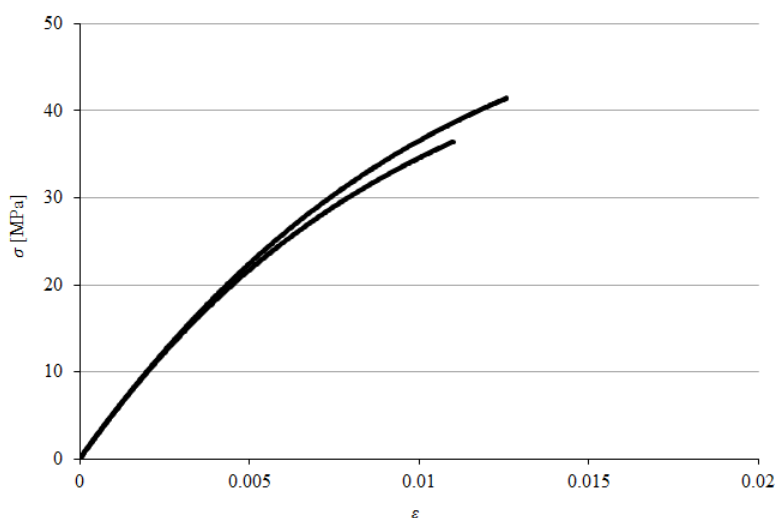


Figura 27- Curvas σ - ϵ de provetes maciços do adesivo Araldite® AV138 [88].

Na Tabela 3 estão presentes a propriedades mecânicas mais relevantes deste adesivo.

Tabela 3 - Propriedades mecânicas do adesivo Araldite® AV138 [89].

| Propriedades | Araldite® AV138 |
|---|------------------|
| Módulo de Young, E [GPa] | $4,89 \pm 0,81$ |
| Coefficiente de Poisson, ν | $0,35^b$ |
| Tensão de cedência à tração, σ_y [MPa] | $36,49 \pm 2,47$ |
| Tensão de rotura à tração, σ_f [MPa] | $39,45 \pm 3,18$ |
| Deformação de rotura à tração, ϵ_f [%] | $1,21 \pm 0,10$ |
| Módulo de elasticidade ao corte, G_{13} [GPa] | $1,56 \pm 0,01$ |
| Tensão de cedência ao corte, τ_y [MPa] | $25,1 \pm 0,33$ |
| Tensão de rotura ao corte, τ_f [MPa] | $30,2 \pm 0,40$ |
| Deformação de rotura ao corte, γ_f [%] | $7,8 \pm 0,7$ |
| Tenacidade à tração, G_{lc} [N/mm] | $0,20^a$ |
| Tenacidade ao corte, G_{llc} [N/mm] | $0,38^a$ |

^a valores estimados na referência

^b valor do fabricante

3.1.1.2.2 Araldite® 2015

O adesivo Araldite® 2015 apesar de ser também de base epóxida, como o AV138, apresenta uma maior ductilidade, quase seis vezes superior, e uma resistência ao corte e a tração inferiores, quase duas vezes inferior, como se pode ver na Figura 28.

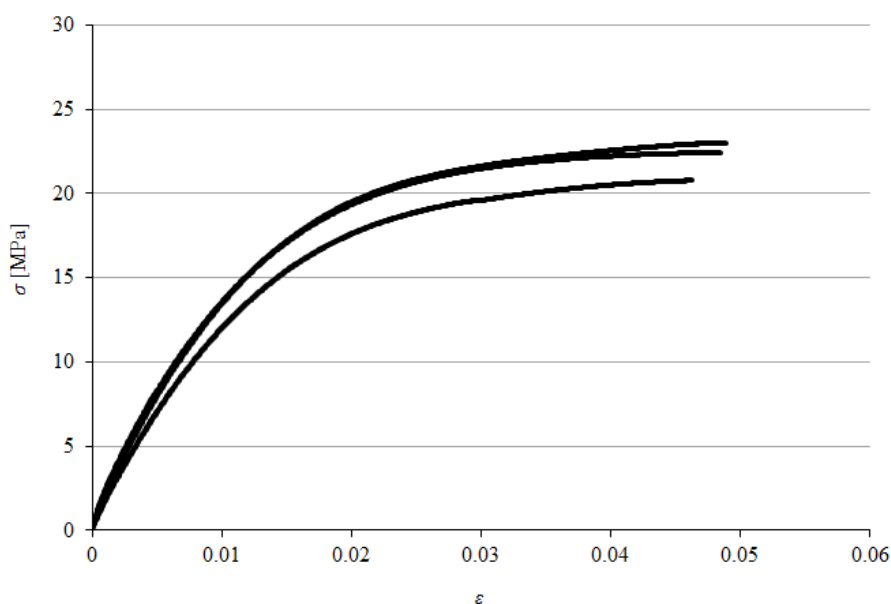


Figura 28 - Curvas σ - ϵ de provetes maciços do adesivo Araldite® 2015 [90].

Na Tabela 4 estão apresentadas as propriedades mecânicas mais relevantes deste adesivo.

Tabela 4 - Propriedades mecânicas do adesivo Araldite® 2015 [90].

| Propriedades | Araldite® 2015 |
|---|-------------------|
| Módulo de Young, E [GPa] | 1,85±0,21 |
| Coefficiente de Poisson, ν | 0,33 ^a |
| Tensão de cedência à tração, σ_y [MPa] | 12,63±0,61 |
| Tensão de rotura à tração, σ_f [MPa] | 21,63±1,61 |
| Deformação de rotura à tração, ϵ_f [%] | 4,77±0,15 |
| Módulo de elasticidade ao corte, G13 [GPa] | 0,56±0,21 |
| Tensão de cedência ao corte, τ_y [MPa] | 14,6±1,3 |
| Tensão de rotura ao corte, τ_f [MPa] | 17,9±1,8 |
| Deformação de rotura ao corte, γ_f [%] | 43,9±3,4 |
| Tenacidade à tração, G1c [N/mm] | 0,43±0,02 |
| Tenacidade ao corte, G1lc [N/mm] | 4,70±0,34 |

^a valor do fabricante

A boa relação entre a ductilidade e resistência deste adesivo, torna-o bastante útil nas ligações adesivas, porque permite a redistribuição de tensões nas regiões de maior concentração de tensões, que normalmente acontecem nas extremidades da zona colada e suportam deformações diferentes ao longo do comprimento de sobreposição, ou seja, juntas assimétricas.

3.1.1.2.3 SikaForce® 7888

O adesivo SikaForce® 7888 é um adesivo de base poliuretana. Este é extremamente dúctil e resistente, como se pode ver na curva σ - ϵ da Figura 29, obtida através de ensaios executados em provetes maciços [91]. O SikaForce® 7888 pertence a uma nova geração de adesivos que combinam a grande resistência dos epóxidos com a capacidade de deformação dos elastómeros, conferindo-lhe assim uma grande resistência a fadiga [89].

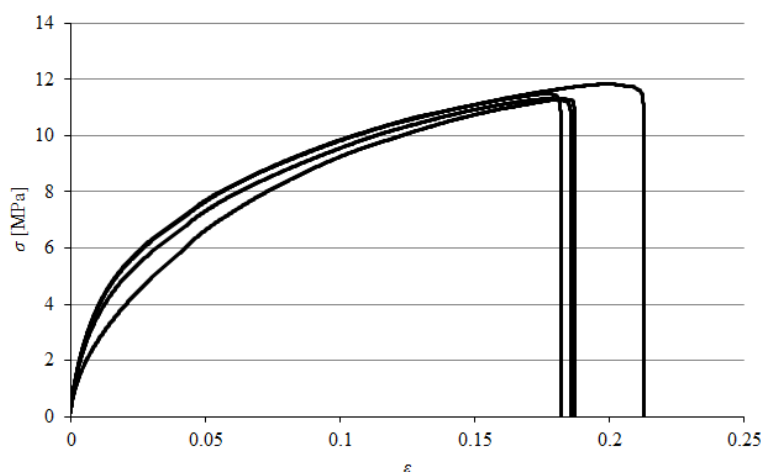


Figura 29 - Curvas σ - ϵ de provetes maciços de SikaForce® 7888 [91].

Na Tabela 5 apresentam-se as propriedades mecânicas mais relevantes do adesivo.

Tabela 5 - Propriedades mecânicas do adesivo SikaForce® 7888 [89].

| Propriedades | SikaForce® 7888 |
|--|--------------------|
| Módulo de <i>Young</i> , E (GPa) | $1,89 \pm 0,81$ |
| Coeficiente de <i>Poisson</i> , ν^a | 0,33* |
| Tensão de cedência à tracção, σ_y (MPa) | $13,20 \pm 4,83$ |
| Tensão de rotura à tracção, σ_f (MPa) | $28,60 \pm 2,00$ |
| Deformação de rotura à tracção, ϵ_f (%) | $43,00 \pm 0,60$ |
| Módulo de elasticidade transversal, G (GPa) | 0,727 ^a |
| Tensão de cedência ao corte, τ_y (MPa) | - |
| Tensão de rotura ao corte, τ_f (MPa) | 20* |
| Deformação de rotura ao corte, γ_f (%) | 100* |
| Tenacidade à tracção, G_{IC} (N/mm) | 1,18 |
| Tenacidade ao corte, G_{IIC} (N/mm) | 8,72 |

* valor do fabricante e ^a valores estimados pela lei de Hooke

A grande ductilidade deste adesivo nas juntas de sobreposição simples é bastante útil, uma vez este consegue plastificar nas extremidades até praticamente todo o adesivo chegar à sua resistência máxima.

3.1.2 Geometria a estudar

Neste subcapítulo irá ser apresentada a configuração da junta bem como as suas dimensões.

A configuração escolhida para este foi a JSS uma vez que como referido anteriormente, é uma configuração bastante utilizada na indústria, de fácil fabrico e com boa resistência ao corte.

Para este conjunto de ensaios foram selecionados diferentes comprimentos de sobreposição para melhor perceber o comportamento da junta, os quais são 12,5 mm, 25 mm, 37,5 mm e 50 mm.

Na Figura 30 estão representadas as principais dimensões de uma junta JSS para facilitar a compreensão dos mesmos.

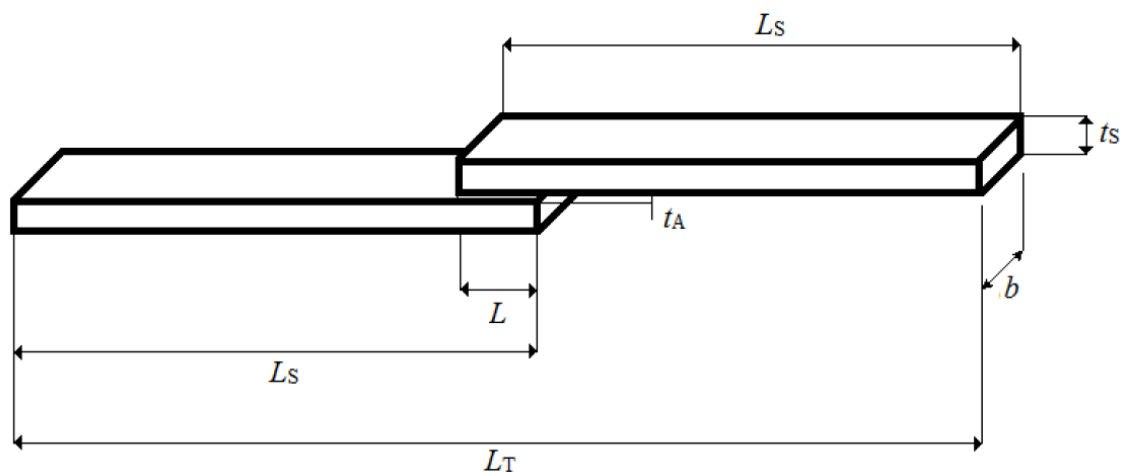


Figura 30 – Configuração e dimensões das JSS.

Na Tabela 6, estão devidamente identificadas todas as dimensões utilizadas nos provetes, consoante a Figura 31.

Tabela 6 – Dimensões dos provetes.

| Dimensões dos provetes | | | | |
|---|-------|-------|--------|-----|
| Comprimento de sobreposição (L_0) | 12,5 | 25 | 37,5 | 50 |
| Comprimento útil de substratos (L_{US}) | 96,25 | 102,5 | 108,75 | 115 |
| Largura (b) | 25 | | | |
| Espessura dos substratos (t_s) | 3 | | | |
| Comprimento útil dos provetes (L_{UP}) | 180 | | | |
| Comprimento dos substratos (L_s) | 140 | | | |
| Espessura do adesivo (t_A) | 0,2 | | | |
| Comprimento dos calços | 25 | | | |

[mm]

De modo a melhorar a qualidade dos ensaios foram utilizados calços nas extremidades dos provetes, como demonstrado na Figura 31, evitando assim as excentricidades das condições de apoio. A dimensão destes calços é de $25 \times 25 \times 3 \text{ mm}^3$.

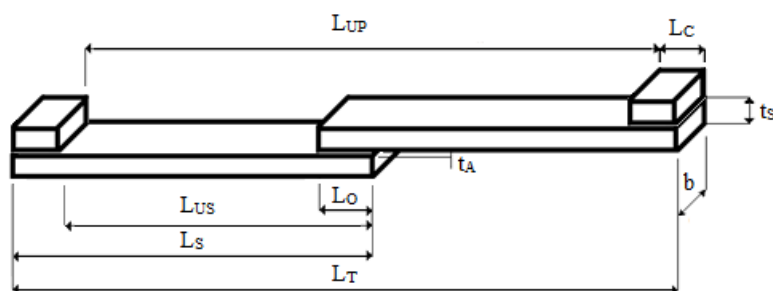


Figura 31 – Ilustração do posicionamento dos calços.

3.1.3 Fabrico e ensaio das juntas

Neste tópicos irá ser explicado o modo de obtenção dos 60 provetes, 5 para cada comprimento de sobreposição de cada adesivo utilizado.

Os substratos foram obtidos a partir de barras de 3 metros com uma secção de 25*3 mm. Como a secção pretendida é igual à das barras, apenas foi necessário cortar as mesmas em provetes de 140 mm. Destas barras também foram retirados os 120 calços necessários.

3.1.3.1 Preparação de superfícies

Inicialmente, foi efetuado um processo de limpeza simples com acetona industrial com o intuito de desengordurar a superfície dos provetes, este é um processo passivo químico.

De seguida, foi efetuada a granalhagem nas zonas de contacto do provete com o adesivo. Para tal foi utilizada uma granalhadora “Cidblast” modelo RT6S (Figura 32). Esta etapa decorreu no Laboratório de Ensaio Mecânicos (LEM) do Instituto Superior de Engenharia do Porto (ISEP).



Figura 32 - Granalhadora Cidblast RT6S do LEM (ISEP).

A granalhagem consiste na limpeza por jato de partículas de areia (SiO_2) do provete (Figura 33). Esta promove uma remoção de possíveis camadas fracas da superfície, como camadas de óxidos e gerar alguma rugosidade o que promove uma melhor adesão. Este processo é um processo passivo mecânico.



Figura 33 - Processo de granalhagem dos substratos.

Após o processo de granalhagem, todos os provetes passaram novamente pelo processo de limpeza por acetona (Figura 34), desta vez, com o intuito de remover quaisquer pós resultantes da granalhagem. Este processo permite uma colagem quase imediata, uma vez que devido a grande volatilidade do solvente, estes secam rápido.

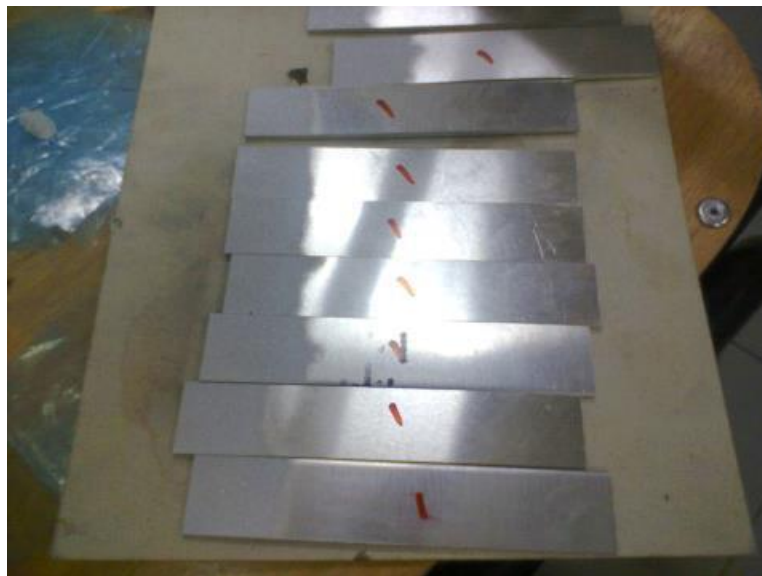


Figura 34 - Substratos após limpeza da superfície com acetona.

De notar que apenas foram utilizados processos passivos (que não alteram a natureza química da superfície), dado que a junta não é de grande durabilidade e a tensão superficial do alumínio é superior à do adesivo.

Com a limpeza dos provetes concluída, foram iniciados alguns processos de posicionamento, para garantir as dimensões estipuladas no subcapítulo 3.1.2 e o correto alinhamento dos substratos.

Para garantir a espessura estipulada (t_A), foram posicionados fios de pesca nos substratos com fita-cola, de forma a ficarem, dois a três milímetros na zona de sobreposição (Figura 35) criando assim uma barreira de 0,2 mm, na altura da montagem da junta.



Figura 35 - Posicionamento dos fios de pesca nos substratos.

Com o objetivo que o processo de colagem decorra sem obstruções e de forma precisa, os aderentes foram posicionados em barras de madeira mais largas do que os mesmos e alinhados a uma das faces, de forma a garantir o seu alinhamento longitudinal. Foram ainda colocadas tiras de Teflon® entre as barras de apoio e os substratos de forma a evitar que o excesso de adesivo aplicado adira entre os provetes e a madeira (Figura 36).



Figura 36 - Tiras de Teflon® entre substratos e barra de apoio.

3.1.3.2 Colagem dos substratos

Com os substratos prontos a receber os adesivos, procedeu-se a aplicação dos mesmos de forma manual à temperatura ambiente de $20\pm 5^{\circ}\text{C}$.

O adesivo Araldite®2015 foi aplicado com o auxílio de uma pistola de acionamento manual (Figura 37) e o Araldite®AV138 com uma espátula.



Figura 37 - Pistola de acionamento manual para aplicação do Araldite® 2015.

Já o SikaForce® 7888 foi aplicado por intermédio de uma pistola de acionamento pneumático (Figura 38).



Figura 38 - Pistola de ar comprimido para aplicação do SikaForce® 7888.

Após a aplicação dos adesivos, procedeu-se ao posicionamento dos substratos superiores, à devida pressão sobre os mesmo e a inspeção de posicionamento de cada provete, conferindo o alinhamento e o L_0 .

Durante todo o processo de construção da junta, até ao fecho da mesma, o manuseamento foi efetuado com as devidas precauções de modo a evitar contaminações, quer na superfície a colar como no adesivo, pois estas podem reduzir a aderência do adesivo.

No processo de cura, para garantir o bom posicionamento estes foram deixados no gabari com grampos de fixação como se pode ver na Figura 39.



Figura 39 - Provetes durante o processo de cura.

Segundo as especificações dos fabricantes a cura teria de ser pelo menos de 48 horas nos três adesivos, à temperatura ambiente.

Por segurança, considerou-se um tempo de cura de uma semana, após o qual os provetes foram retirados dos gabaris ficando com o aspeto visível na Figura 40.



Figura 40 - 1) Proвете de Araldite® 2015 após a cura, 2) Proвете de Araldite® AV138 após a cura, 3) Proвете de SikaForce® 7888 após cura.

3.1.3.3 *Preparação dos provetes para ensaio*

Depois do processo de cura concluído, segue-se a preparação dos mesmos para os ensaios. Esta preparação inicia-se com a remoção do fio de pesca e da fita cola, para tal foi utilizado um alicate. O segundo passo é a remoção do adesivo em excesso, este deve ser retirado uma vez que os valores obtidos serão comparados com valores de modelos analíticos, apesar de aumentar a resistência da junta. A remoção do mesmo foi executada nas Oficinas Mecânicas do ISEP, com a ajuda de uma mó de desgaste aplicada numa furadora vertical (Figura 41).



Figura 41 - Remoção do excesso de adesivo.

Durante o processo de remoção do adesivo foram tomadas as devidas precauções de modo a não haver um aquecimento significativo dos provetes e consequente danificação. Foi tido também um cuidado redobrado para não danificar os aderentes, na Figura 42 pode-se ver o especto final dos mesmos.



Figura 42 - Aspeto de um provete após remoção do excesso de adesivo.

Como referido no subtópico 3.2, é necessária a colocação de calços nos aderentes para alinhar os provetes no equipamento de ensaio. O posicionamento dos mesmos varia consoante o L_0 , uma vez que o L_{UP} é necessariamente igual a 180 mm. Como se pode ver na Figura 43, os provetes de 12,5 mm têm os calços mais distantes do fim do provete, enquanto os de 50 mm tem os calços faceados com o provete.

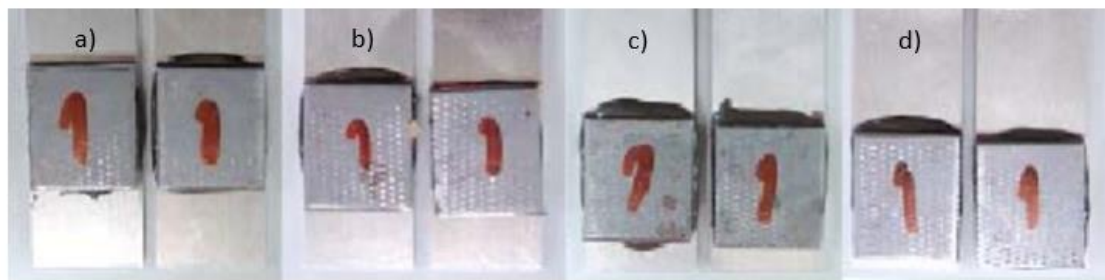


Figura 43 - Localização dos calços nos provetes, a) provete de 12,5 mm; b) provete de 25 mm; c) provete de 37,5 mm; d) provete de 50 mm.

Após a colagem dos calços, os provetes foram deixados a curar à temperatura ambiente, durante o período de uma semana.

Todos os provetes foram divididos por comprimento de sobreposição e adesivo, sendo cada grupo numerado de 1 a 5.

3.1.3.4 Ensaio das juntas

Todos os provetes foram ensaiados num equipamento de marca SHIMADZU Autograph AG-X representado na Figura 44, disponível no LEM do ISEP. Foi utilizada uma célula de carga de 100 kN e os resultados exportados para um computador externo ligado a máquina que contem um programa denominado de TRAPEZIUM X que permite a gravação dos dados de ensaio e os exporta para um ficheiro MS EXCEL® com os valores de P e δ .



Figura 44 - Máquina universal Shimadzu AG-X.

Os ensaios decorreram segundo a Norma EN1 0002 – 1:2006, e decorreram a uma velocidade de 1 mm/mim a temperatura ambiente, $20 \pm 5^\circ\text{C}$.

Todos os provetes foram solicitados pelas extremidades dos substratos, com uma distância entre amarras de 170 mm. A sua disposição esta representada na Figura 45.



Figura 45 - Posicionamento de um provete no ensaio de tração.

3.1.4 Resultados obtidos

Neste subcapítulo, irão ser apresentados os resultados dos ensaios sob a forma de curvas P- δ , modos de rotura e resistência máxima suportada por cada JSS, em função da sua geometria e tipo de adesivo.

3.1.4.1 Modos de rotura

De modo a sintetizar os resultados obtidos, serão apresentados os modos de rotura divididos por adesivos e comprimentos de sobreposição, formando estes um grupo, visto que todos os provetes do mesmo comprimento de sobreposição e mesmo adesivo apresentaram o mesmo modo de rotura.

Começando pelo adesivo Araldite® AV138, em todos eles ocorreu uma rotura coesiva pelo adesivo, apesar de em algumas zonas aparentar uma rotura adesiva (Figura 46), visto a olho nu, o que levaria a considerar-se a rotura como mista. Isto acontece porque a rotura ocorreu muito próxima de uma das interfaces, sobrando apenas uma fina camada de adesivo.

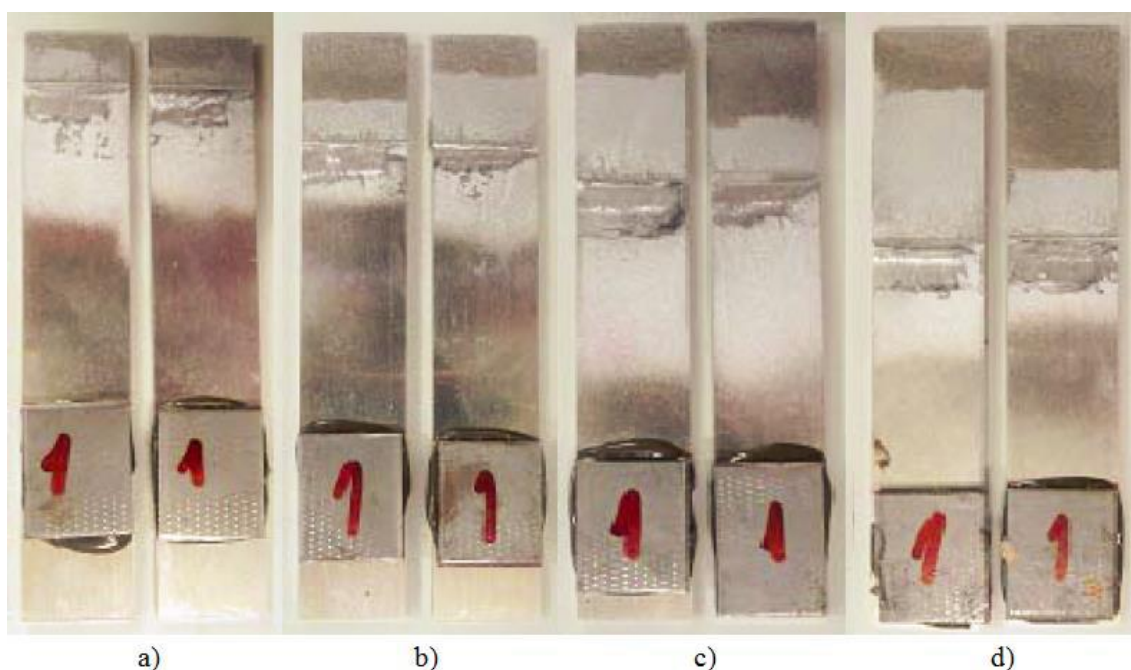


Figura 46 - Superfícies de rotura de JSS ensaiadas com o adesivo Araldite® AV138 para valores de L_0 de: a) 12,5 mm, b) 25 mm, c) 37,5 mm e d) 50 mm.

Na Figura 47 pode-se verificar os modos de rotura das juntas de Araldite® 2015. Similarmente aos resultados obtidos nas juntas de Araldite® AV138, também aqui se obteve um modo de rotura coesiva pelo adesivo em todas as juntas. Contudo nos casos

de L_0 igual a 12,5 mm, 25 mm, 37,5 mm nota-se uma distribuição uniforme do adesivo em ambas as superfícies dos substratos. Já nas juntas de $L_0=50$ mm, esta distribuição não se apresenta tão uniforme, contudo existe adesivo visível a olho nu em todo o comprimento de sobreposição em ambos os substratos.

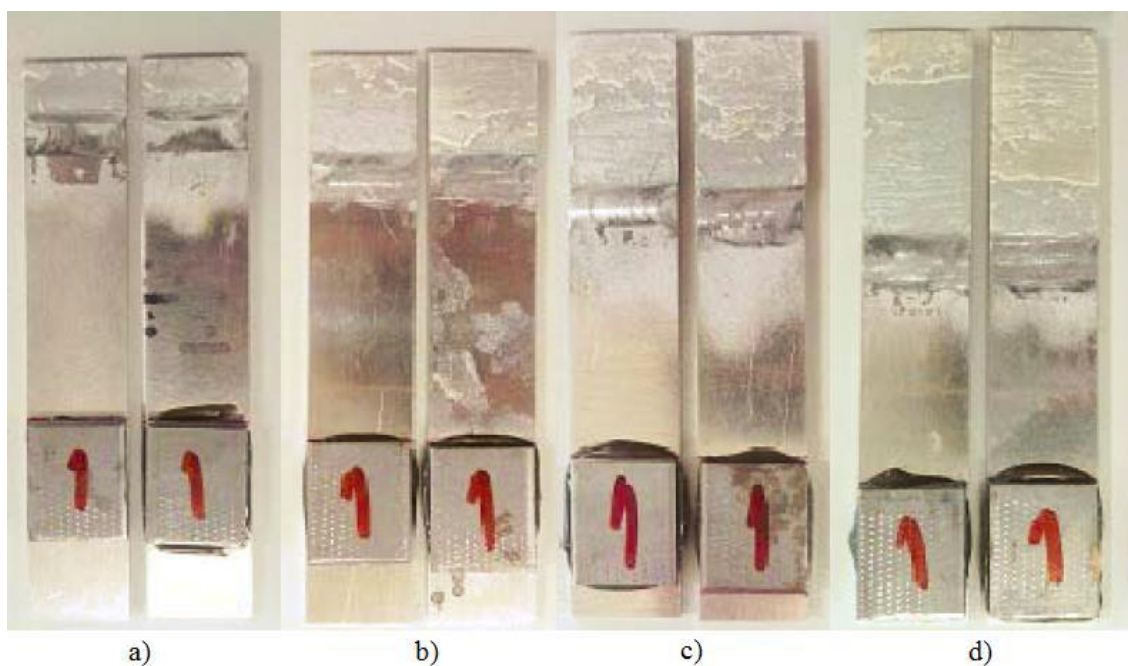


Figura 47 - Superfícies de rotura de JSS ensaiadas com o adesivo Araldite® 2015 para valores de L_0 de: a) 12,5 mm, b) 25 mm, c) 37,5 mm e d) 50 mm.

Por fim estão presentes na Figura 48, os modos de rotura obtidos para o adesivo SikaForce® 7888. Neste caso, foram apresentados todos os provetes uma vez que apesar de em todos se ter obtido uma rotura coesiva pelo adesivo, a distribuição do adesivo nos substratos de cada provete não foi linear.

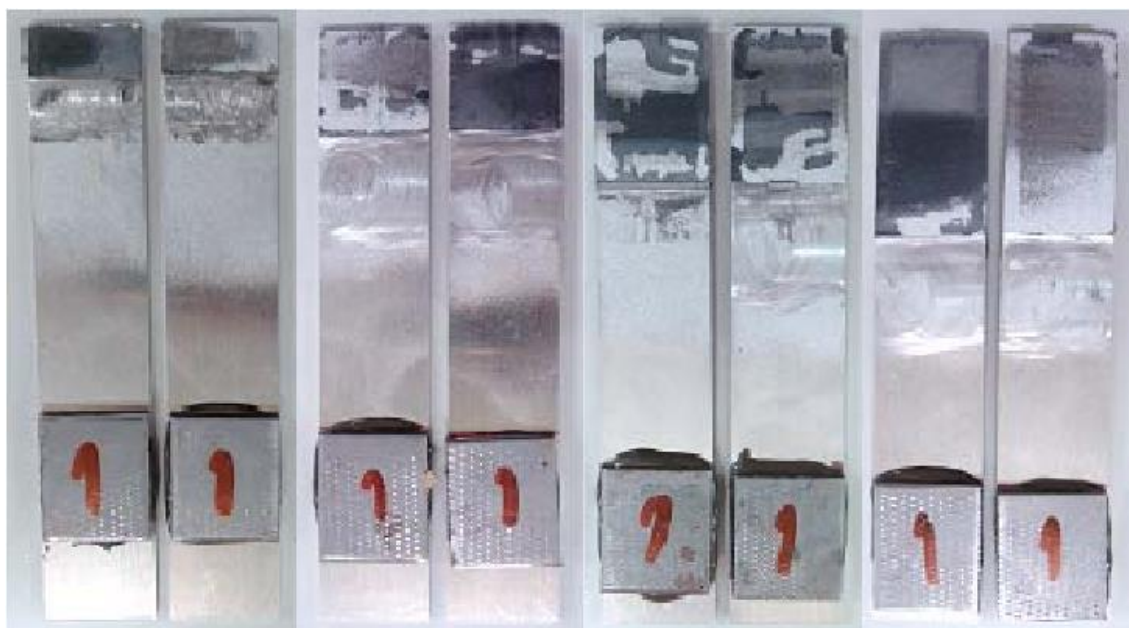


Figura 48 - Superfícies de rotura de JSS ensaiadas com o adesivo SikaForce® 7888 para valores de L_0 de: a) 12,5 mm; b) 25 mm; c) 37,5 mm e d) 50 mm.

O facto de em todas as juntas se ter obtido o modo de rotura coesiva, como referido anteriormente, representa uma boa preparação e dimensionamento das mesmas.

3.1.4.2 Curvas $P-\delta$

Neste tópico, irão ser apresentados e analisados os comportamentos das diferentes juntas através dos gráficos de força deslocamento obtidos nos ensaios. Seguindo a mesma logica acima referida, para cada adesivo iram ser apresentados 4 gráficos relativos aos 4 comprimentos de sobreposição ensaiados, cada gráfico ira conter as 5 curvas relativas as 5 juntas simuladas.

Na Figura 49, Figura 50, Figura 51 e Figura 52 estão representadas as curvas $P-\delta$ da Araldite® AV138. Nestas pode-se observar que todas as curvas apresentam um comportamento tipicamente linear, embora seja notório pequenas oscilações na rigidez elástica das juntas, estas devem-se a pequenas folgas existentes no equipamento, bem como ao escorregamento nas amarras. Pode-se ainda observar uma boa repetibilidade dos ensaios no que diz respeito a rigidez dos provetes, P_{max} , apenas ficando o provete número 4 de $L_0=12,5$ mm fora da normalidade. Uma vez se tratar de um processo de construção manual é passível a existência de imperfeições no fabrico da junta, por isso foi excluído. No que diz respeito ao deslocamento máximo, os valores obtidos não são concisos devido aos mesmos problemas refletidos na rigidez elástica das juntas.

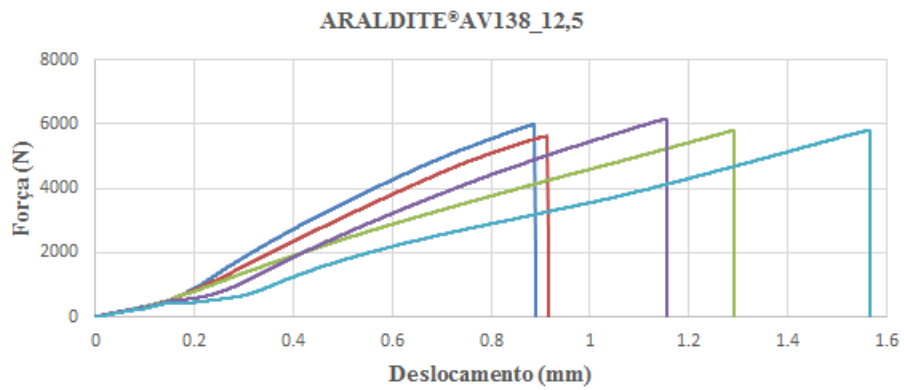


Figura 49 - Curvas $P-\delta$ do adesivo Araldite® AV138: 12,5 mm

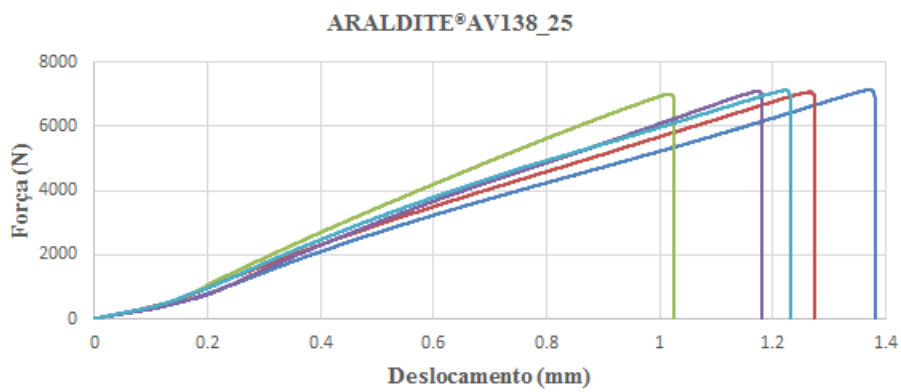


Figura 50 - Curvas $P-\delta$ do adesivo Araldite® AV138: 25 mm

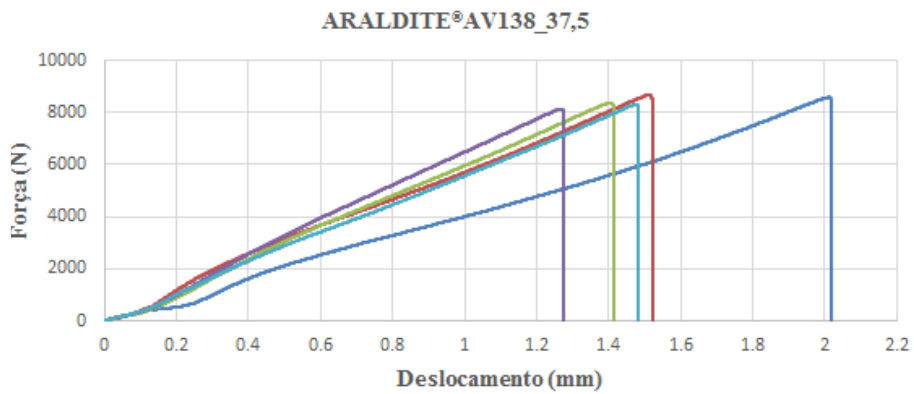
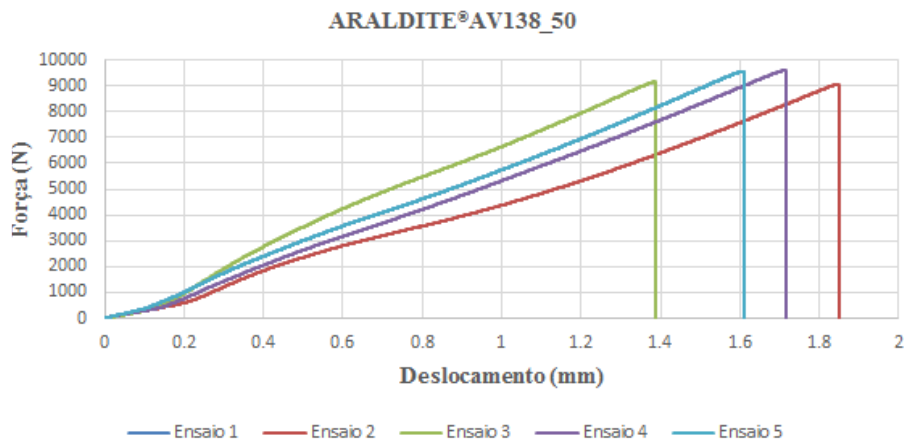
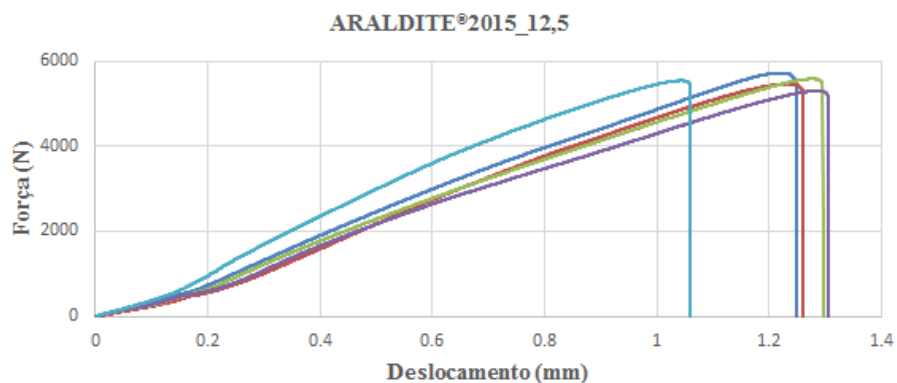


Figura 51 - Curvas $P-\delta$ do adesivo Araldite® AV138: 37,5 mm

Figura 52 - Curvas P- δ do adesivo Araldite® AV138: 50 mm

Nas Figura 53, Figura 54, Figura 55 e Figura 56, estão representadas as curvas P- δ da Araldite® 2015. Tal como nas curvas relativas a Araldite® AV138, foi conseguida uma boa repetibilidade a nível do P_{max} . Contudo, neste caso a variação das oscilações na rigidez elástica e consequente aumento do deslocamento máximo é mais notório a medida que o comprimento de sobreposição aumenta, uma vez que a força aplicada é maior, aumentado assim a probabilidade de escorregamento nas amarras.

Figura 53 - Curvas P- δ do adesivo Araldite® 2015: $L_o=12,5$ mm

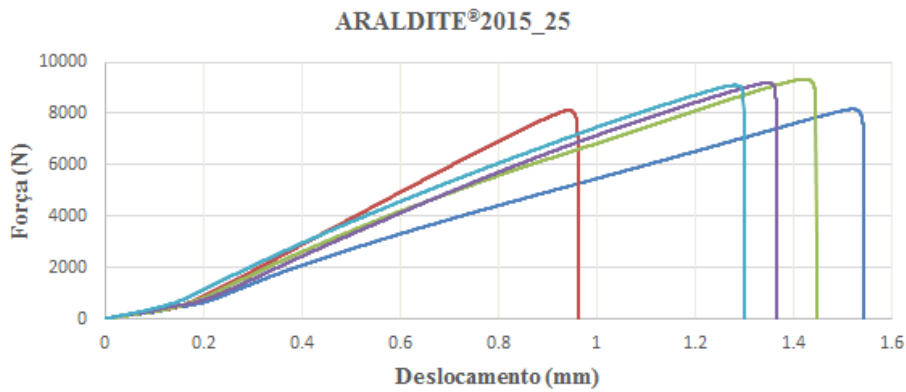


Figura 54 - Curvas P- δ do adesivo Araldite® 2015: $L_0=25$ mm

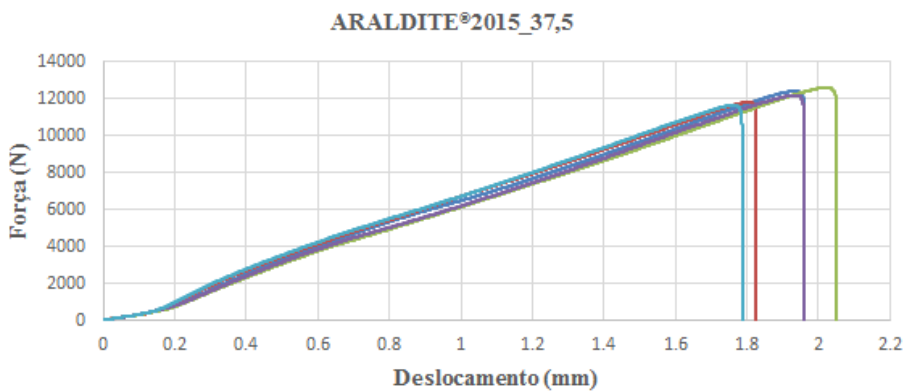


Figura 55 - Curvas P- δ do adesivo Araldite® 2015: $L_0=37,5$ mm

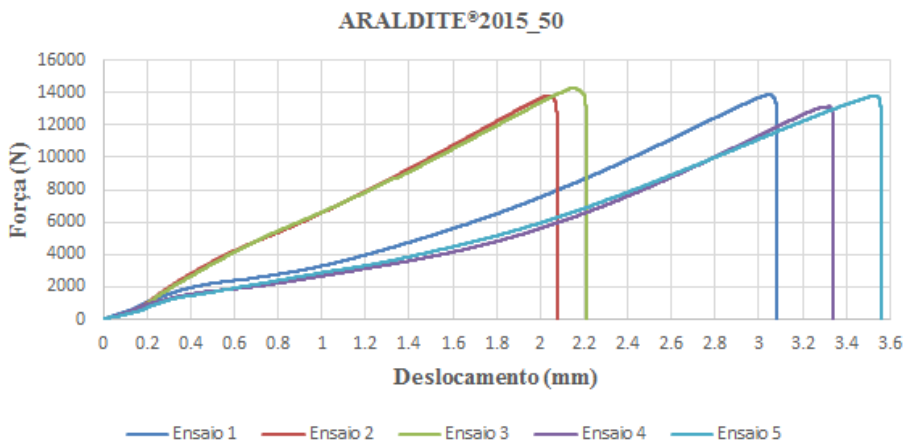


Figura 56 - Curvas P- δ do adesivo Araldite® 2015: $L_0=50$ mm

Nas Figura 57, Figura 58, Figura 59 e Figura 60 estão representadas as curvas P- δ da SikaForce® 7888. Aqui também se podem ver as oscilações na rigidez elástica, e mais uma vez a variação do deslocamento máximo, a uma escala maior, devido as forças exercidas serem superiores como explicado acima. Contudo é possível de se observar um comportamento não linear perto do P_{max} , principalmente nas juntas de maior

comprimento de sobreposição. Este comportamento está relacionado com a plastificação acentuada dos aderentes, que ocorre devido as cargas atingidas.

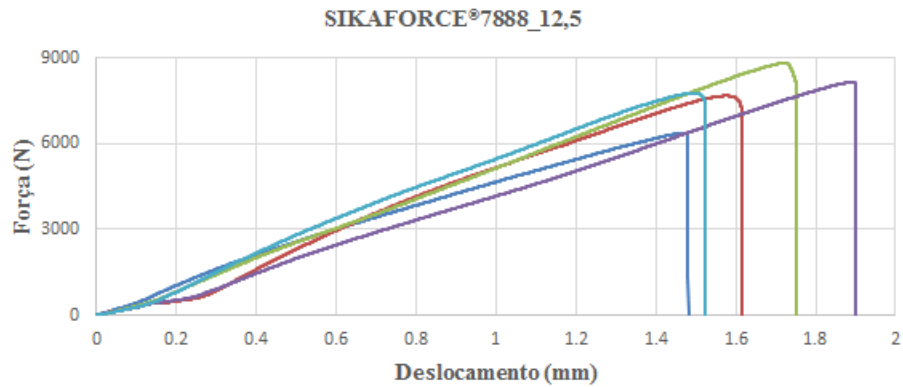


Figura 57 - Curvas $P-\delta$ do adesivo SikaForce® 7888: $L_o=12,5$ mm

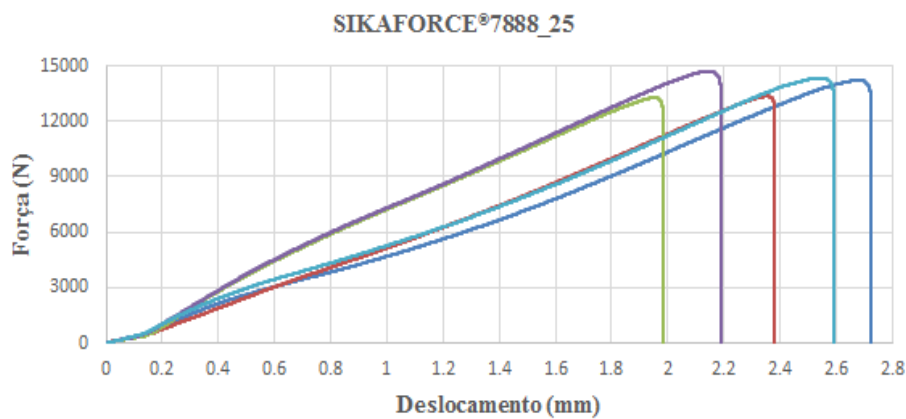


Figura 58 - Curvas $P-\delta$ do adesivo SikaForce® 7888: $L_o=25$ mm



Figura 59 - Curvas $P-\delta$ do adesivo SikaForce® 7888: $L_o=37,5$ mm

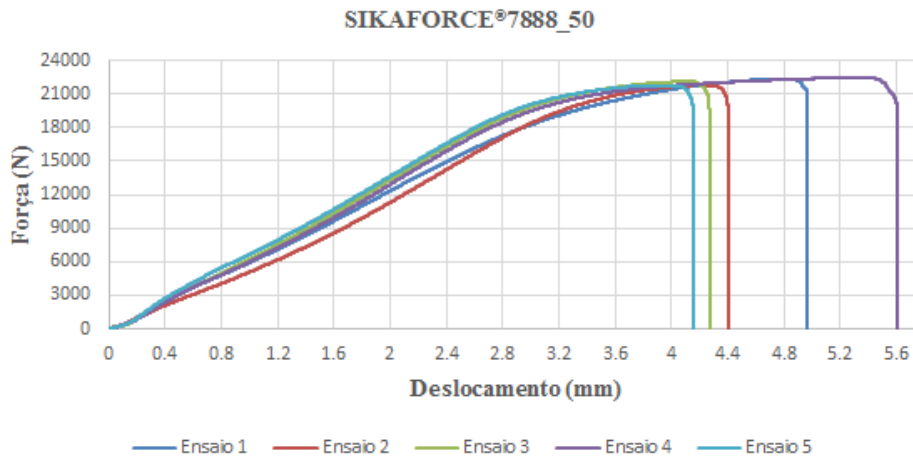


Figura 60 - Curvas $P-\delta$ do adesivo SikaForce® 7888: $L_0=50$ mm

3.1.4.3 Resistência das juntas

De modo a facilitar a leitura e consequente compreensão dos valores obtidos, os mesmos serão apresentados sob a forma de tabela, onde a primeira linha de resultados será a média da carga máxima ($P_{\text{máx méd}}$) obtida para cada L_0 , a segunda será o desvio padrão e por fim na terceira estará presente em percentagem o aumento da carga máxima relativamente ao L_0 anterior. Para a obtenção do valor $P_{\text{máx méd}}$, foram excluídos os valores *outliers* dos ensaios.

Na Tabela 7, estão presentes os resultados obtidos para o adesivo Araldite® AV138. Na qual se pode observar um aumento de $P_{\text{máx}}$ à medida que o L_0 aumenta. Tendo sido registado o maior aumento entre o L_0 de 12,5 mm e 25 mm, com um valor de 22,2%, pode se ainda constatar que este aumento tende a diminuir a níveis percentual e se mantém estável a nível de aumento de carga (≈ 1300 N). O aumento total entre as juntas de menor e maior L_0 foi de 52,1%. E o maior desvio padrão foi de 3% e ocorreu na junta de $L_0=50$ mm.

Tabela 7 - Resultados obtidos para cada valor de L_0 de JSS com o adesivo Araldite® AV138.

| | | | | |
|-------------------------------------|---------|---------|---------|---------|
| L_0 [mm] | 12,5 | 25 | 37,5 | 50 |
| $P_{\text{máx méd}}$ [N] | 5793,17 | 7079,10 | 8417,08 | 9342,21 |
| Desvio padrão[N] | 149,69 | 51,04 | 214,22 | 278,45 |
| Aumento de $P_{\text{máx méd}}$ [%] | - | 22,2% | 18,9% | 11,0% |

A Tabela 8 apresenta os resultados relativos ao adesivo Araldite® 2015. Os resultados obtidos para as JSS com este adesivo apresentam comportamento similares aos do AV138. Uma vez que estes também evoluem ao longo que o L_0 é incrementado, tendo o maior aumento entre o L_0 de 12,5 mm e 25 mm, desta vez de 66,8% e seguidamente tende a reduzir. Neste caso o aumento total entre as juntas de menor e maior L_0 foi de 113,3%. E o maior desvio padrão foi de 3% e ocorreu na junta de $L_0=37,5$ mm.

Tabela 8 - Resultados obtidos para cada valor de L_0 de JSS com o adesivo Araldite® 2015.

| L_0 [mm] | 12,5 | 25 | 37,5 | 50 |
|-------------------------------------|---------|---------|----------|----------|
| $P_{\text{máx méd}}$ [N] | 5520,52 | 9207,70 | 12116,78 | 13927,85 |
| Desvio padrão[N] | 154,83 | 120,71 | 398,53 | 229,92 |
| Aumento de $P_{\text{máx méd}}$ [%] | - | 66,8% | 31,6% | 14,9% |

Por último, na Tabela 9, estão contemplados os resultados relativos ao adesivo SikaForce® 7888. O comportamento evolutivo das juntas a medida que se aumenta o L_0 é equivalente ao comportamento dos adesivos apresentados anteriormente, apresentando também um aumento a medida que o L_0 aumenta, com o maior aumento situado entre as juntas de 12,5 mm e 25 mm, 64,3%. Conclui-se que o maior aumento percentual entre o menor e o maior valor de L_0 é o deste adesivo, com um aumento de 122,1%. E o maior desvio padrão foi de 6% e ocorreu na junta de $L_0=12,5$ mm.

Tabela 9 - Resultados obtidos para cada valor de L_0 de JSS com o adesivo SikaForce® 7888.

| L_0 [mm] | 12,5 | 25 | 37,5 | 50 |
|-------------------------------------|---------|----------|----------|----------|
| $P_{\text{máx méd}}$ [N] | 8099,44 | 13311,35 | 17427,82 | 22096,96 |
| Desvio padrão[N] | 523,94 | 53,88 | 252,06 | 314,56 |
| Aumento de $P_{\text{máx méd}}$ [%] | - | 64,3% | 30,9% | 26,8% |

Para uma melhor comparação da evolução da resistência das juntas ao longo aumento do comprimento de sobreposição foi criado o gráfico da Figura 61, onde se pode ver os

valores máximos de cada adesivo para cada comprimento e os seus respetivos desvios padrões.

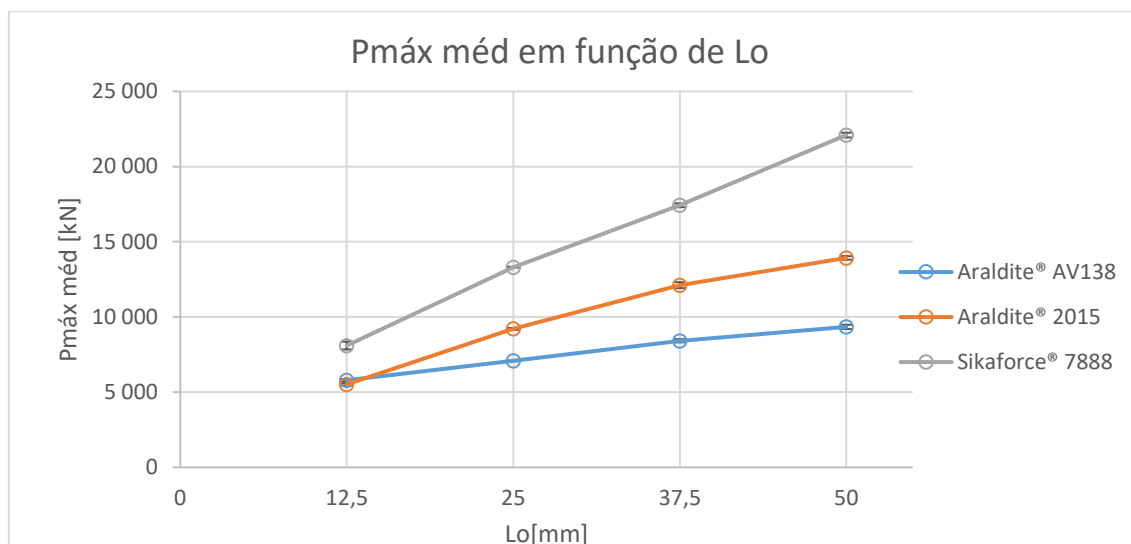


Figura 61 - Comparação entre $P_{\max med}$ em função de L_0 para os diferentes adesivos.

Analisando atentamente os resultados obtidos, pode-se concluir que para o L_0 de 12,5 mm o adesivo SikaForce® 7888 é o que apresenta um $P_{\max med}$ maior, sendo 39,8% superior à Araldite® AV138 e 46,7% a Araldite® AV138. No entanto, quando o comprimento de sobreposição aumenta para os 25 mm, as juntas de Araldite® 2015 apresentam maior resistência em relação as de Araldite® AV138, sendo 30,1% superiores, as de SikaForce® 7888 permanecem com os melhores resultados, apesar de baixar a sua diferença em relação a Araldite® 2015 para os 44,6%.

Entre as juntas de 25 mm e 37,5 mm o comportamento evolutivo das juntas permanece igual, ficando assim a Araldite® 2015 43,8% a baixo do SikaForce® 7888 e 44,0% acima do Araldite® AV138. É de notar que entre as juntas de 37,5 mm e 50 mm ao contrário da tendência expressada entre os 12,5 e os 37,5 mm o SikaForce® 7888 apresenta um aumento percentual de resistência maior do que a Araldite® 2015.

Assim, pode-se constatar que o adesivo Araldite® AV138 é o que menos beneficia com o aumento do comprimento de sobreposição. Este fenómeno deve-se ao facto de se tratar de um adesivo frágil, consequentemente, com uma capacidade plástica diminuta, o que implica uma rotura da junta quando esta atinge as tensões limite nas extremidades da mesma. Ao contrário do Araldite® AV138 o SikaForce® 7888 apresenta o maior aumento de $P_{\max med}$, dado que se trata de um adesivo dúctil. Sendo dúctil, este permite a plastificação das extremidades, permitindo que o centro de junta contribua

para a resistência total da junta. Assim sendo, conclui-se que quanto mais dúctil é o adesivo, mais proporcional se torna o aumento da resistência com o aumento do L_0 , até que todo o adesivo atinja a sua tensão de rotura.

3.2 Validação dos modelos analíticos e numéricos

3.2.1 Modelos analíticos

Neste subcapítulo, serão apresentados os vários modelos teóricos existentes, apresentados os resultados obtidos para cada e por fim serão comparados entre si e com os dados experimentais.

Na aplicação destes métodos, foram utilizados os valores da Tabela 10 na estimativa de $P_{máx}$, para as várias configurações de junta.

Tabela 10 - Valores utilizados nos métodos analíticos.

| | Tensão de rotura ao corte | Módulo de elasticidade ao corte |
|-----------------|----------------------------------|--|
| Araldite® AV138 | 30,2 | 1,56 |
| Araldite® 2015 | $\tau_f = 17,9$ MPa | $G_a = 0,56$ GPa |
| SikaForce® 7888 | 20 | 0,727 |
| | Módulo elasticidade | Comprimento de sobreposição |
| | $E = 70,07$ GPa | 12,5 |
| | Tensão de rotura | $l =$ 25 37,5 50 mm |
| | $\sigma_f = 324,00$ MPa | |
| | Espessura | |
| | $t_t = t_b = 3$ mm | |
| | Largura | Espessura do adesivo |
| | $b = 25$ mm | $t_A = 0,2$ mm |

Modelo analítico de Volkersen

O método de Volkersen [13], primeiro método conhecido na literatura para análise de tensões de juntas adesivas, introduziu o conceito de corte diferencial. Neste método não é considerado o efeito de flexão devido à excentricidade na transmissão de esforços. A distribuição de tensões τ_{xy} no adesivo é dada pela equação (12)

$$\tau_{xy} = \frac{P\omega}{2b} \times \frac{\cosh(\omega x)}{\sinh\left(\frac{\omega l}{2}\right)} + \left(\frac{t_t - t_b}{t_t + t_b}\right) \times \left(\frac{\omega l}{2}\right) \times \frac{\sinh(\omega x)}{\cosh\left(\frac{\omega l}{2}\right)}, \quad (12)$$

Onde,

$$\omega = \sqrt{\frac{G_a}{Et_t t_A} \left(1 + \frac{t_t}{t_b}\right)}, \quad (13)$$

em que ω é a distância característica da deformação diferencial, em unidades de comprimento, e mede a rapidez com que a carga é transferida de um aderente para o outro. t_t é a espessura do substrato superior, t_b é a espessura do substrato inferior, G_a é o módulo de elasticidade ao corte do adesivo. A origem de x é a meio da sobreposição da junta, conforme representado na Figura 62.

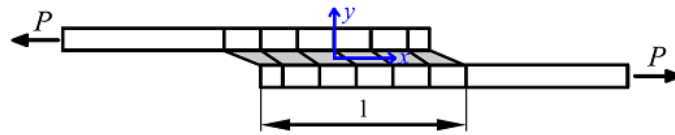


Figura 62 -- Sistema de eixos utilizado no modelo de Volkersen.

Para aplicação do método de Volkersen [13], foi considerada a expressão (14) e posteriormente substituída na equação de Volkersen. Resolvendo em ordem a P obtém-se a expressão (15)

$$\tau_{xy} = \frac{P}{bl} \quad (14)$$

$$P = \frac{bl\tau \sinh(\lambda l)}{\lambda \left[(k-1) \cosh(\lambda(l-x)) + \cosh(\lambda x) \right]}. \quad (15)$$

Esta expressão permite concluir que a tensão τ_{xy} máxima no adesivo ocorre nas extremidades, correspondendo a $x=0$ ou $x=l$. Foi utilizado o critério de rotura da tensão τ_{xy} máxima, que estipula que a rotura ocorre quando a tensão τ_{xy} máxima no adesivo atingir a tensão τ_{xy} máxima suportada pelo material.

Foram efetuados todos os cálculos necessários relativamente a cada um dos adesivos e valores de L_0 , resultando nas previsões de $P_{m\acute{a}x}$ apresentadas na Tabela 11.

Tabela 11 -- Valores de $P_{m\acute{a}x}$ obtidos pelo método de Volkersen.

| | $L_0(mm)$ | Araldite® AV138 | Araldite® 2015 | SikaForce® 7888 |
|--------------|-----------|-----------------|----------------|-----------------|
| $P_{max}(N)$ | 12,5 | 2986,4 | 2800,7 | 2802,7 |
| | 25 | 3309,0 | 3281,1 | 3150,5 |
| | 37,5 | 3620,0 | 3492,1 | 3442,6 |
| | 50 | 3918,0 | 3778,2 | 3723,2 |

Modelo analítico de Goland e Reissner

Goland e Reissner [92] foram os primeiros a considerar a rotação dos aderentes (Figura 63).

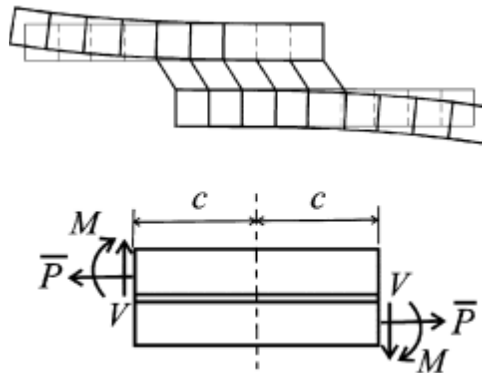


Figura 63 - Deformação da junta proposta por Goland e Reissner e diagrama de forças na zona de ligação [92].

Estes autores dividiram o problema em duas partes: a) determinação das cargas na extremidade das juntas usando a formulação das placas cilíndricas em flexão e b) determinação da tensão nas juntas devido ao carregamento aplicado. A distribuição encontrada para a tensão τ_{xy} no adesivo é dada pela equação (16)

$$\tau_{xy} = -\frac{1}{8} \frac{\bar{P}}{c} \left\{ \frac{\beta c}{t} (1+3k) \frac{\cosh\left(\frac{\beta c}{t} \frac{x}{c}\right)}{\sinh(\beta c/t)} + 3(1-k) \right\} \tag{16}$$

onde c é metade de L_0 e k é obtido através da equação (17)

$$k = \frac{\cosh(u_2 c)}{\cosh(u_2 c) + 2\sqrt{2}\sinh(u_2 c)}, \quad (17)$$

com

$$u_2 = \sqrt{\frac{3(1-\nu^2)}{2}} \frac{1}{t} \sqrt{\frac{\bar{P}}{tE}} \quad e \quad (18)$$

$$\beta^2 = 8 \frac{G_a}{E} \frac{t}{t_a}, \quad (19)$$

sendo ν o coeficiente de Poisson. O valor máximo de τ_{xy} ocorre na extremidade da junta ($x=\pm c$), equação (20). Para a obtenção dos valores de $P_{\text{máx}}$ foi utilizado o critério de rotura da tensão τ_{xy} máxima

$$\tau_{\text{máx}} = -\frac{1}{8} \frac{\bar{P}}{bc} \left[\frac{\beta c}{t} (1+3k) \cotg\left(\frac{\beta c}{t}\right) + 3(1-k) \right]. \quad (20)$$

Foram efetuados todos os cálculos necessários para obter τ relativamente a cada um dos adesivos e valores de L_0 pelo método de Goland e Reissner. Os valores calculados de $P_{\text{máx}}$ têm por base os parâmetros definidos na Tabela 10 e o critério da tensão τ_{xy} máxima, resultando nos valores apresentados na Tabela 12.

O valor de $P_{\text{máx}}$ foi encontrado com a função *SOLVER* do *EXCEL*. Para a obtenção dos resultados computacionais pelo *SOLVER* foram adicionas restrições, necessárias ao problema, e executou-se a função desejada de modo a que o valor de P encontrado fosse máximo.

Tabela 12 - Valores de $P_{\text{máx}}$ obtidos pelo método de Goland e Reissner.

| | L_0 (mm) | Araldite® AV138 | Araldite® 2015 | SikaForce® 7888 |
|----------------------|------------|-----------------|----------------|-----------------|
| P_{max} (N) | 12,5 | 3079,7 | 2926,9 | 2918,7 |
| | 25 | 3446,0 | 3402,0 | 3331,2 |
| | 37,5 | 3820,9 | 3773,7 | 3690,0 |
| | 50 | 4207,7 | 4154,2 | 4059,1 |

Modelo analítico de Hart-Smith

O estudo de Hart-Smith[93] envolve a divisão do problema em quatro passos. O primeiro e principal consiste em obter o valor de M induzido nas extremidades da junta e o carregamento aplicado a meio da sobreposição. Esta quantidade define o pico da tensão τ_{xy} e σ_y no adesivo. No passo seguinte é considerada a influência da tensão axial devido à flexão na resistência dos aderentes. O terceiro passo apresenta a análise da distribuição da tensão τ_{xy} no adesivo usando a formulação elasto-plástica. Por último, é discutido o problema das tensões de σ_y . Segundo Hart-Smith, a distribuição das tensões τ_{xy} é dada pela equação (21)

$$\tau_{xy} = A_2 \cosh(2\lambda'x) + C_2, \quad (21)$$

onde

$$\lambda' = \sqrt{\left[\frac{1+3(1-\nu^2)}{4} \right] \frac{2G_a}{t_a Et}}, \quad (22)$$

$$A_2 = \frac{G_a}{t_a Et} \left[\bar{P} + \frac{6(1-\nu^2)M}{t} \right] \frac{1}{2\lambda' \sinh(2\lambda'c)}, \quad (23)$$

$$C_2 = \frac{1}{2c} \left[\bar{P} - \frac{A_2}{\lambda'} \sinh(2\lambda'c) \right], \quad (24)$$

$$M = \bar{P} \left(\frac{t+t_a}{2} \right) \frac{1}{1 + \xi c + \left(\frac{\xi^2 c^2}{6} \right)} e \quad (25)$$

$$\xi^2 = \frac{P}{D}. \quad (26)$$

D é dado pela equação (27)

$$D = \frac{Et^3}{12(1-\nu^2)}. \quad (27)$$

Todos os cálculos foram efectuados para cada um dos adesivos e L_0 , e os valores obtidos de $P_{\text{máx}}$ podem ser visualizados na Tabela 13. O critério utilizado para a obtenção dos valores de $P_{\text{máx}}$ foi o critério da tensão τ_{xy} máxima.

O valor de $P_{\text{máx}}$ foi encontrado também neste método analítico a partir da função *SOLVER* do *EXCEL*. Os resultados computacionais foram obtidos através do

procedimento da adição de restrições necessárias ao problema de modo a executar a função desejada, sendo que o valor de P encontrado seja máximo.

Tabela 13 - Valores de P_{\max} obtidos pelo método de Hart-Smith elástico.

| | $L_0(mm)$ | Araldite® AV138 | Araldite® 2015 | SikaForce® 7888 |
|--------------|-----------|-----------------|----------------|-----------------|
| $P_{max}(N)$ | 12,5 | 3079,7 | 2926,9 | 2918,7 |
| | 25 | 3446,0 | 3402,0 | 3331,2 |
| | 37,5 | 3820,9 | 3773,7 | 3690,0 |
| | 50 | 4207,7 | 4154,2 | 4059,1 |

Tração de cedência generalizada

O modelo simples de Adams [94] prevê a cedência global do adesivo. Este modelo é baseado no conceito da cedência global, que considera que, no momento da rotura a totalidade do adesivo se encontra sujeito ao nível de tensões τ_{xy} igual ao limite do adesivo. Os valores de P_{\max} pelo método da tensão de cedência generalizada são conseguidos através da expressão seguinte:

$$P_{\max} = \tau b l \quad (28)$$

Os resultados obtidos podem ser visualizados na Tabela 14.

Tabela 14 - Valores de P_{\max} obtidos pelo método da cedência generalizada.

| | $L_0(mm)$ | Araldite® AV138 | Araldite® 2015 | SikaForce® 7888 |
|--------------|-----------|-----------------|----------------|-----------------|
| $P_{max}(N)$ | 12,5 | 3079,7 | 2926,9 | 2918,7 |
| | 25 | 3446,0 | 3402,0 | 3331,2 |
| | 37,5 | 3820,9 | 3773,7 | 3690,0 |
| | 50 | 4207,7 | 4154,2 | 4059,1 |

3.2.1.1 Resultados obtidos

De modo a ser mais a facilitar a comparação entre os diferentes métodos, os resultados obtidos estão presentes em 3 gráficos diferentes, destinando-se cada gráfico a apresentação de resultados para cada adesivo.

Na Figura 64 pode-se observar os diferentes resultados para a Araldite® AV138. Neste caso por se tratar de um adesivo rígido o método analítico da cedência generalizada é o que mais se afasta dos valores experimentais uma vez que este considera a plastificação dos materiais, prevendo um $P_{m\acute{a}x}$ 61% superior ao observado para um L_0 de 12,5 mm e 163% superior para um L_0 de 50 mm. O método analítico de Volkersen é o que mais se aproxima, sendo 12% inferior para um L_0 de 12,5 e 40% para o L_0 de 50. Contudo, este método tende a afastar-se dos valores com o aumento do L_0 uma vez que este método não considera deformações plásticas.

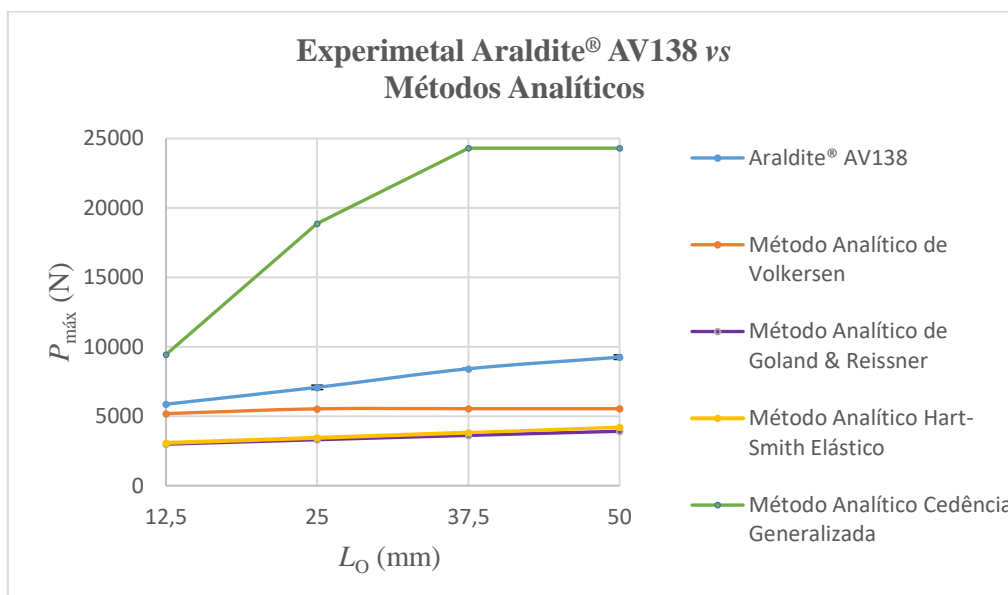


Figura 64 - Gráfico comparativo de modelos analíticos para o AV138.

Na Figura 65 pode-se observar os resultados analíticos obtidos para a Araldite® 2015. Neste caso é possível de observar que nenhum dos modelos consegue prever o comportamento das juntas, apesar de o modelo analítico de cedência generalizada ser bom para o $L_0=12,5$ mm apresentando apenas um desvio de 1%, este com o aumento do L_0 distancia-se dos valores obtidos experimentalmente sendo 63% superior para o L_0 de 50 mm.

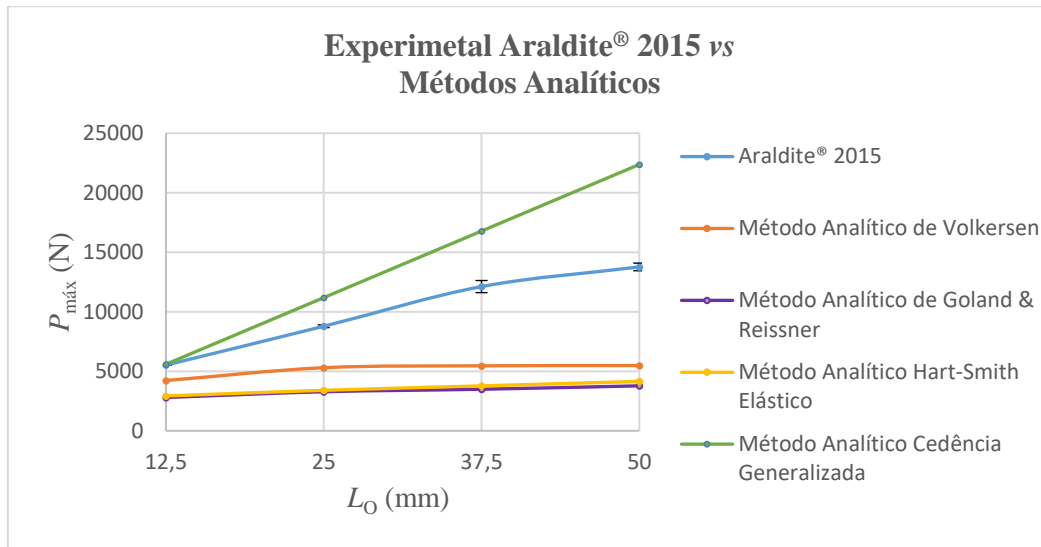


Figura 65 - Gráfico comparativo de modelos analíticos para a Araldite 2015.

Na Figura 66 estão presentes os resultados obtidos para o SikaForce® 7888. O modelo analítico de cedência generalizada, neste caso apresenta-se bastante aceitável. Este método prevê que toda a área colada contribua, uma vez que este adesivo é bastante dúctil, permite plastificação de grande parte do adesivo. Este modelo apresenta valores inferiores para L_0 pequenos, 23% no caso do $L_0=12,5$ mm. Apresenta-se bastante preciso para valores intermédios mas quando o L_0 toma dimensões maiores este modelo já apresenta valores superiores aos obtidos, 10% no caso do $L_0=50$ mm, uma vez que considera que a área que contribui para a resistência é a totalidade de L_0 o que pode não corresponder à realidade.

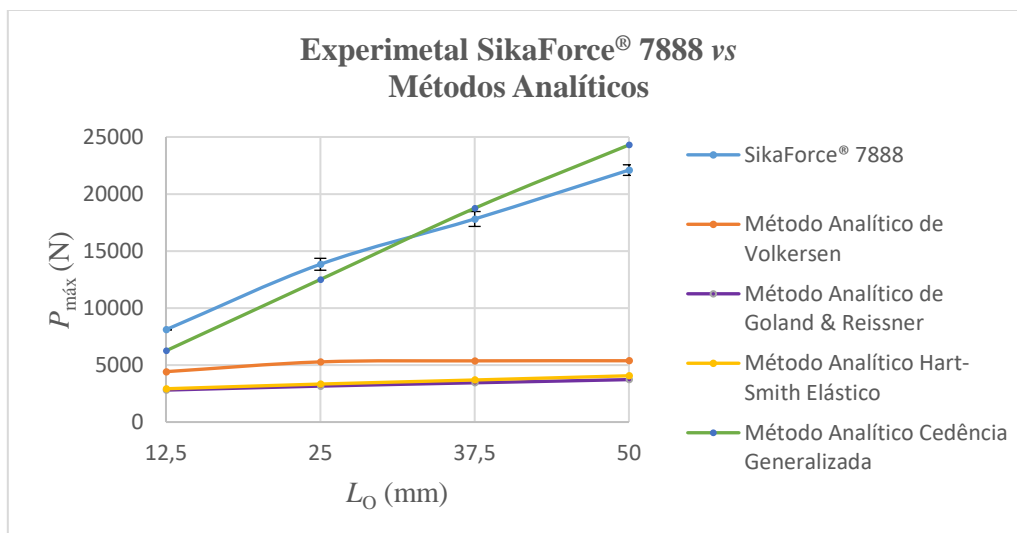


Figura 66 - Gráfico comparativo de modelos analíticos para o SikaForce® 7888.

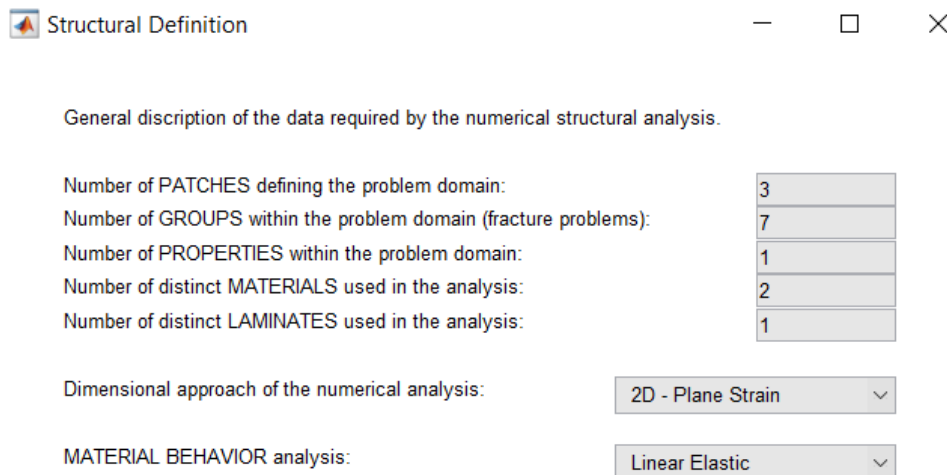
3.2.2 Mecânica dos meios contínuos

Neste subcapítulo, serão apresentadas e comparadas as distribuições de tensões de arrancamento e as tensões de corte, obtidas através do MEF e do método sem malha. Para tal foram considerados os diferentes valores de L_0 e estudado o meio da espessura do adesivo, de forma a compreender as variações de resistência para as diferentes configurações de junta, conforme se irá discutir posteriormente.

3.2.2.1 Preparação dos modelos numéricos

A análise numérica realizada teve por base o *software* FEMAS. Este *software* tem a possibilidade de usar o MEF, e permite também analisar as estruturas pelo método RPIM.

Na construção da malha FEMAS têm-se de definir alguns parâmetros. No módulo 'MATER-Structure' definiram-se os parâmetros apresentados na Figura 67.



| General description of the data required by the numerical structural analysis. | |
|--|-------------------|
| Number of PATCHES defining the problem domain: | 3 |
| Number of GROUPS within the problem domain (fracture problems): | 7 |
| 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 Strain |
| MATERIAL BEHAVIOR analysis: | Linear Elastic |

Figura 67 - Parâmetros considerados no módulo 'MATER-Structure'.

As propriedades dos materiais também são definidas neste módulo, para isso faz-se 'MATER-Material' e definem-se as propriedades tanto para o substrato como para o adesivo (Figura 68). Tanto o substrato como o adesivo têm de ser definidos como isotrópicos e depois grava-se no comando 'Save Material'.

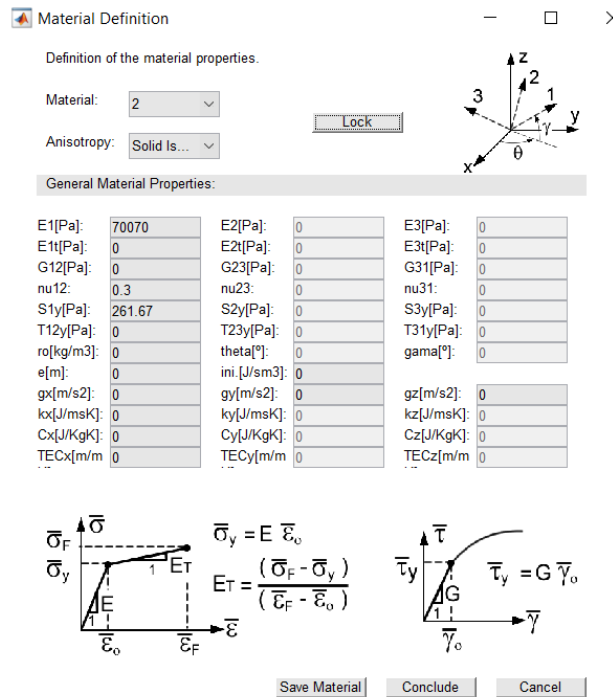


Figura 68-Propriedades definidas para o substrato no módulo 'MATER-Material'.

Depois de definido o módulo 'MATER' dá-se a construção da malha, no comando 'MESH-Quadrilateral' como apresenta a Figura 69.

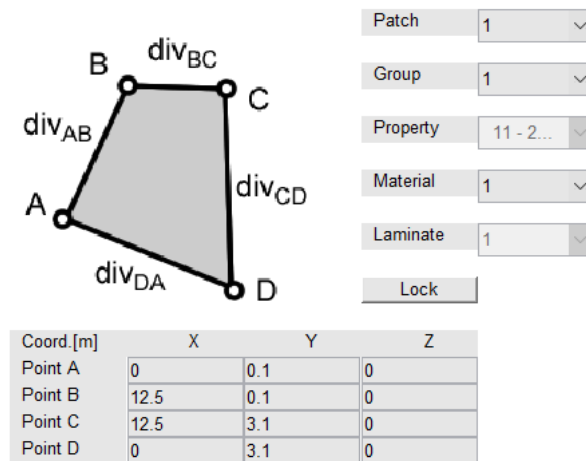


Figura 69- Construção da malha no módulo 'MESH-Quadrilateral'.

Na Figura 70 está presente a malha utilizada para a análise MEF.

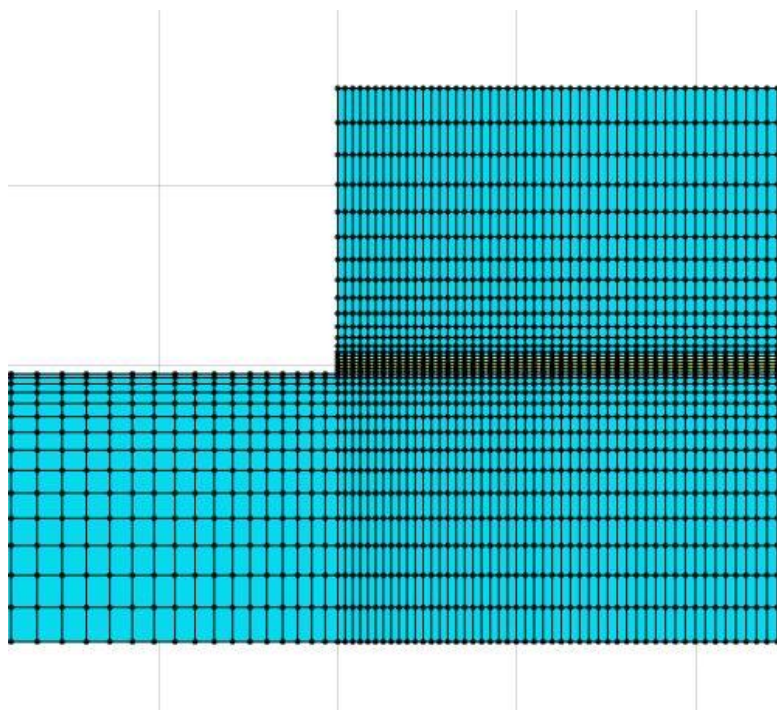


Figura 70 - Malha utilizada na análise MEF.

Na Figura 71 está representada a distribuição de nós utilizada para o método sem malha.

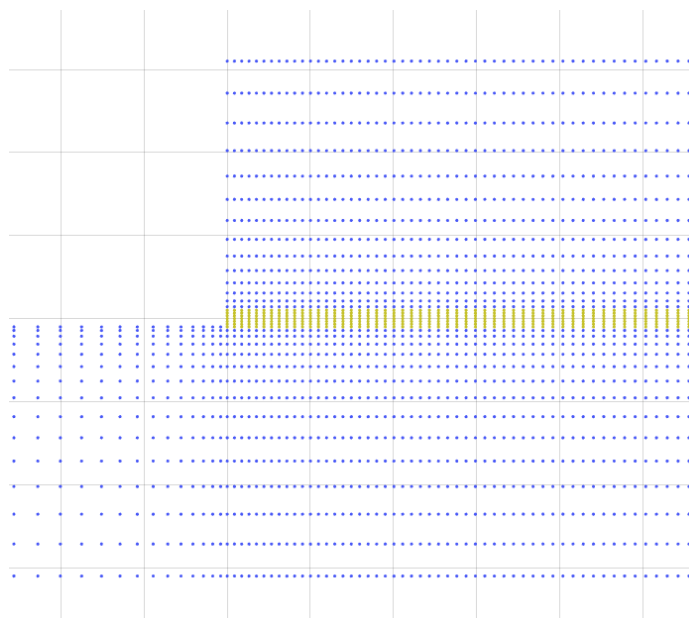


Figura 71- Distribuição de pontos utilizada para o método sem malha.

De seguida foram definidas as condições de fronteira. Para tal considerou-se uma das extremidades como encastrada, ou seja, com deslocamento igual a zero (Figura 72) e a outra com um deslocamento horizontal de 0,1 mm (Figura 73).

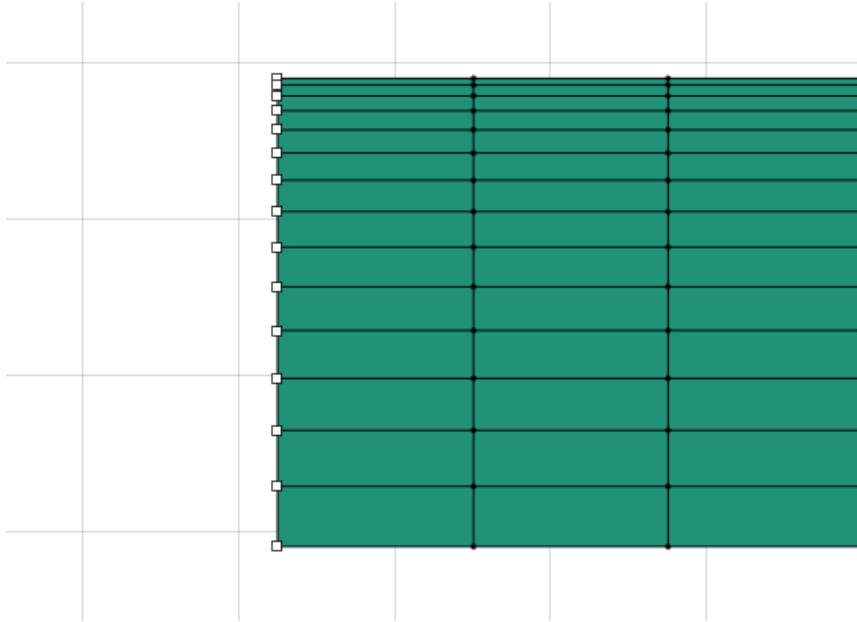


Figura 72 - Zona de encastramento.

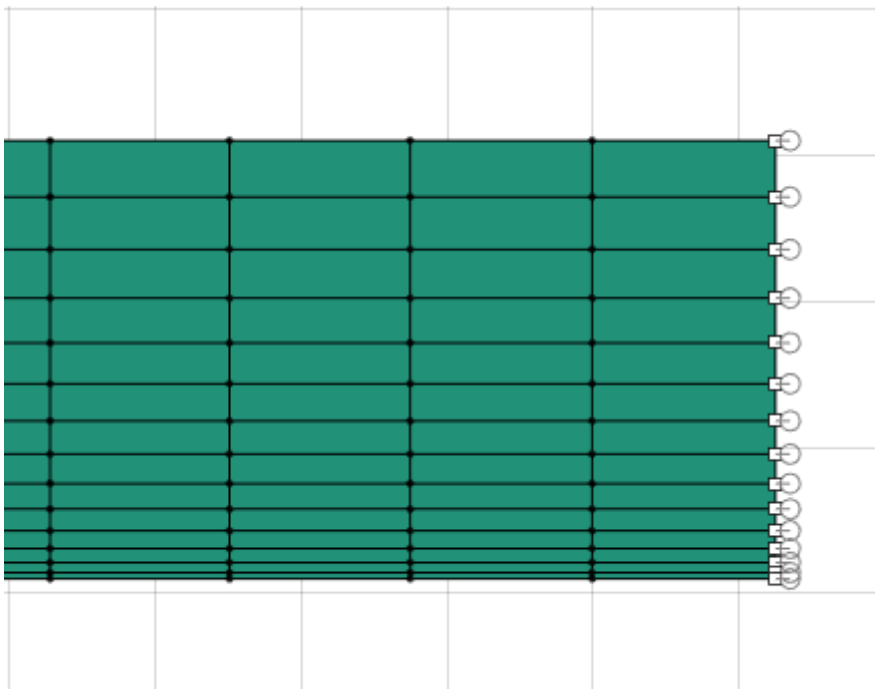
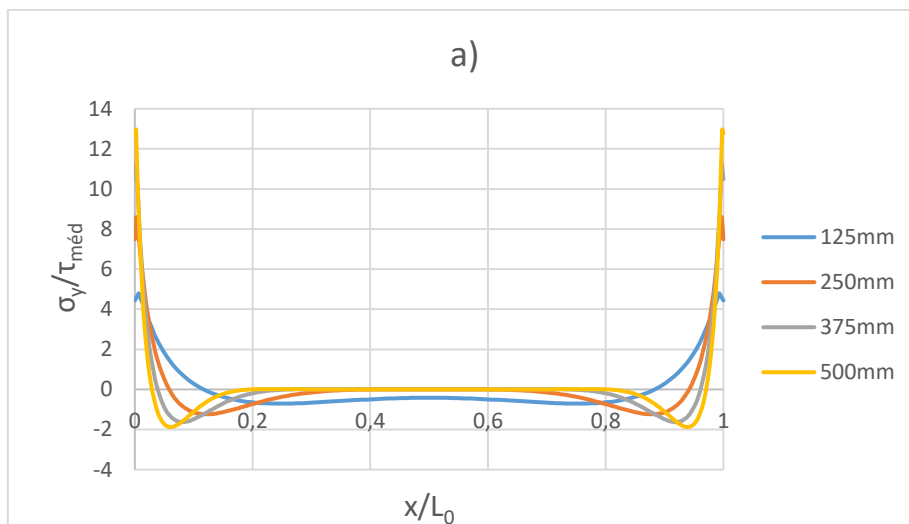


Figura 73- Deslocamento imposto.

3.2.2.2 Resultados obtidos pelo MEF

Neste capítulo serão apresentadas tanto as tensões de corte normalizadas como as tensões de arrancamento normalizadas em função de x/L_0 obtidas pelo MEF.

Na Figura 74, estão representadas as tensões de arrancamento normalizadas (σ_y/τ_{med}) para as diferentes juntas. De uma forma geral verifica-se que as tensões σ_y possuem uma magnitude inferior às tensões τ_{xy} , exceto em zonas muito localizadas nas extremidades da ligação da junta, nas quais existem singularidades devido à geometria das extremidades da junta [95, 96]. Na região interior da camada do adesivo geram-se tensões de compressão e nas suas extremidades tensões de tração. Este efeito está relacionado com a curvatura ou deformação transversal da junta, que é governada pela deformação dos substratos, e que provoca separação nas extremidades da camada do adesivo e compressão na zona intermédia da mesma. As tensões de arrancamento originam uma diminuição da resistência das juntas adesivas, podendo levar à sua rotura prematura [97].



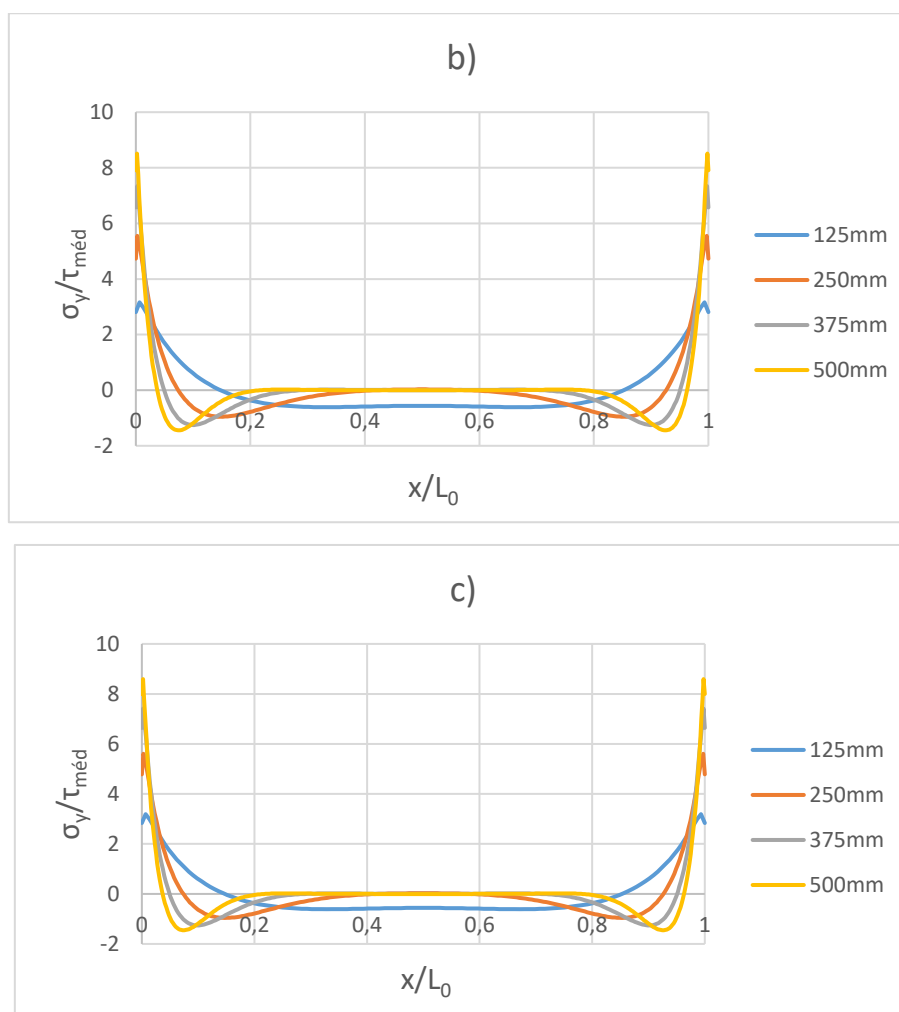


Figura 74 - Tensões de arrancamento normalizadas em função de x/L_0 para: a) Araldite®AV138, b) Araldite®2015, c) SikaForce®7888.

O estudo paramétrico de L_0 mostrou que os picos de tensões σ_y ocorrem sempre nas extremidades de sobreposição. Para valores de L_0 mais elevados, observam-se picos compressivos na proximidade das singularidades, que aumentam com L_0 . Ao mesmo tempo as tensões compressivas na zona interior da camada do adesivo tornam-se menos significativas.

Tal como para a distribuição de tensões σ_y , a distribuição de tensões τ_{xy} apresentada na Figura 75 demonstra menores valores na região interior do adesivo, atingindo o máximo nas extremidades de sobreposição. Isto deve-se à deformação diferencial como explicado no ponto 2.1.4.1.

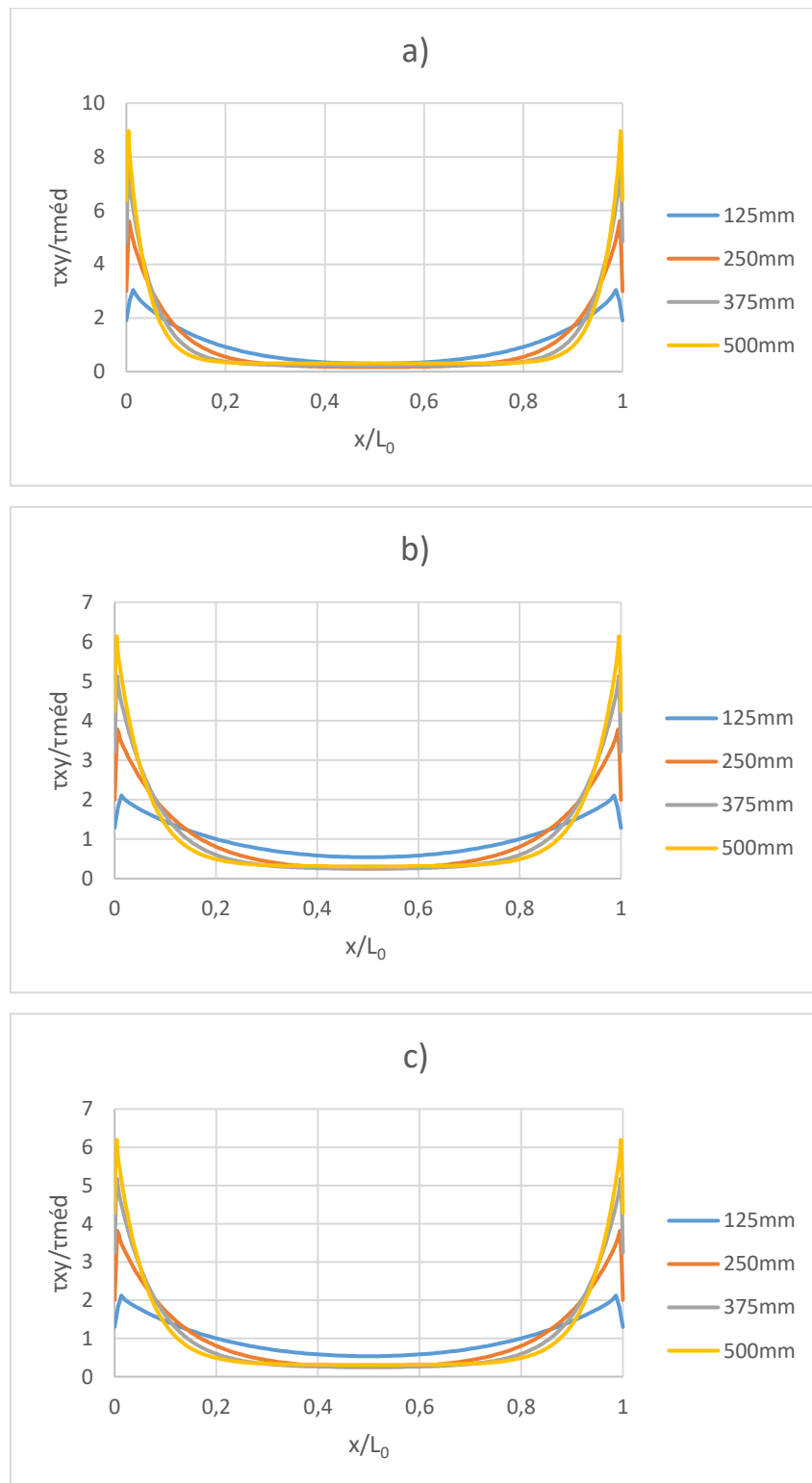


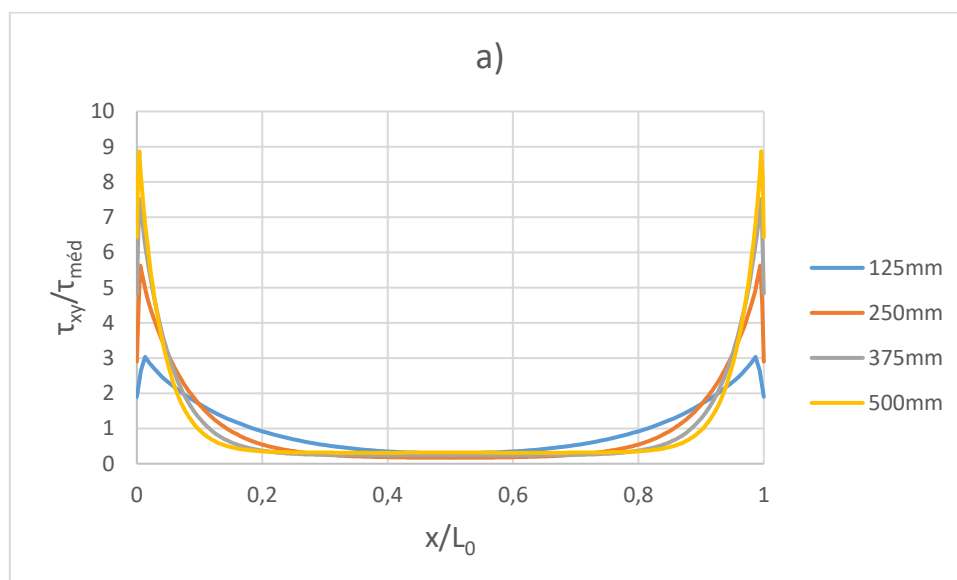
Figura 75 - Tensões de corte normalizadas em função de x/L_0 para: a) Araldite® AV138, b) Araldite® 2015, c) SikaForce® 7888

A tensão τ_{xy} aumentam com L_0 devido ao gradiente crescente de deformações longitudinais nos substratos causado pelas grandes áreas de colagem. No caso da Araldite® AV138, este efeito é mais notório uma vez que se trata de um adesivo frágil e não permite a plastificação das suas extremidades. Por sua vez, o SikaForce® 7888 como se trata de um adesivo bastante dúctil, permite uma melhor redistribuição das forças na zona interna da sobreposição o que proporciona um aumento maior da resistência da junta com o aumento de L_0 .

3.2.2.3 Resultados obtidos pelo método sem malha

Neste capítulo serão apresentadas tanto as tensões de corte normalizadas como as tensões de arrancamento normalizadas em função de x/L_0 obtidas pelo MEF.

Na Figura 76 estão representadas as tensões de corte normalizadas para as juntas para as diferentes juntas.



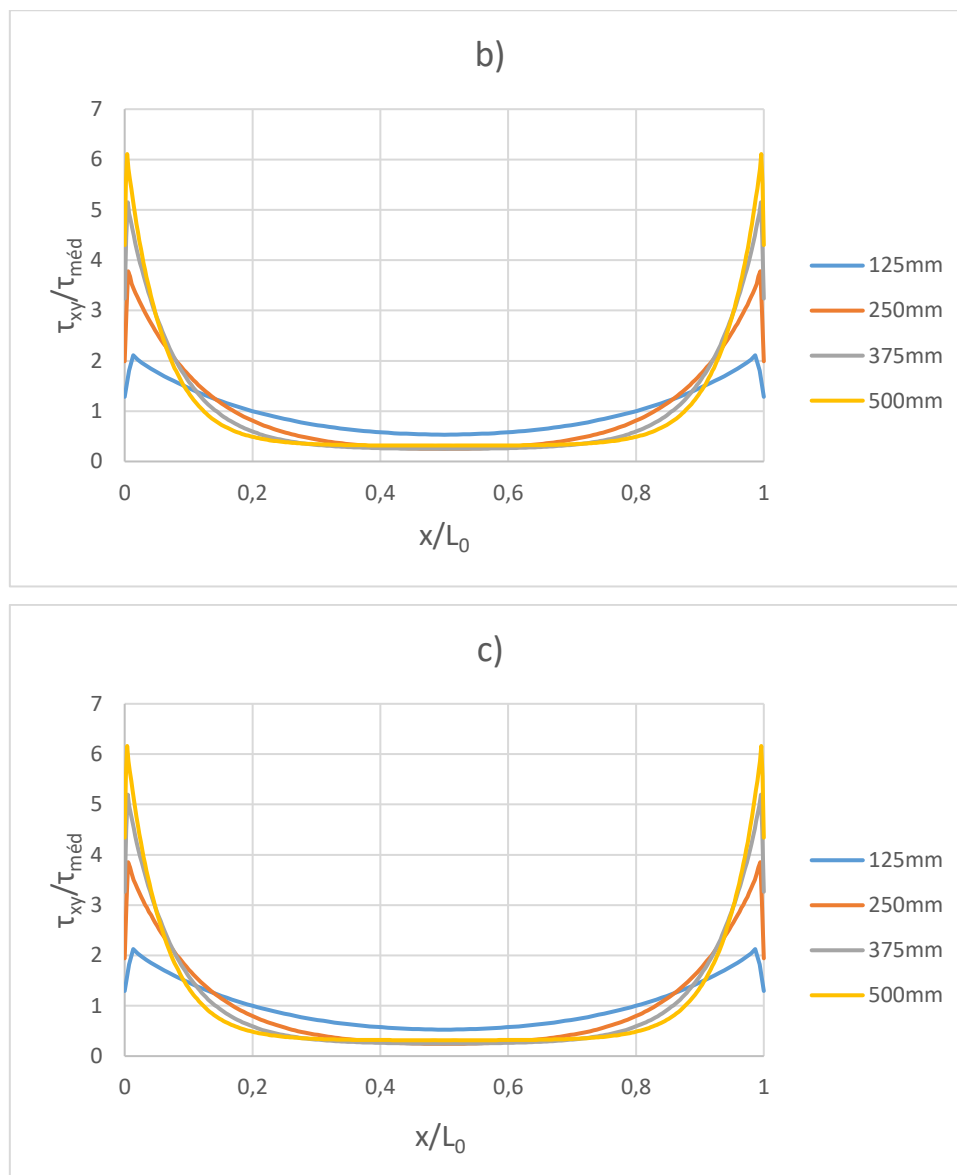


Figura 76 - Tensões de corte normalizadas em função de x/L_0 para: a) Araldite®AV138, b) Araldite®2015, c) SikaForce®7888.

Na Figura 77 estão representadas as tensões de arrancamento normalizadas para as diferentes juntas.

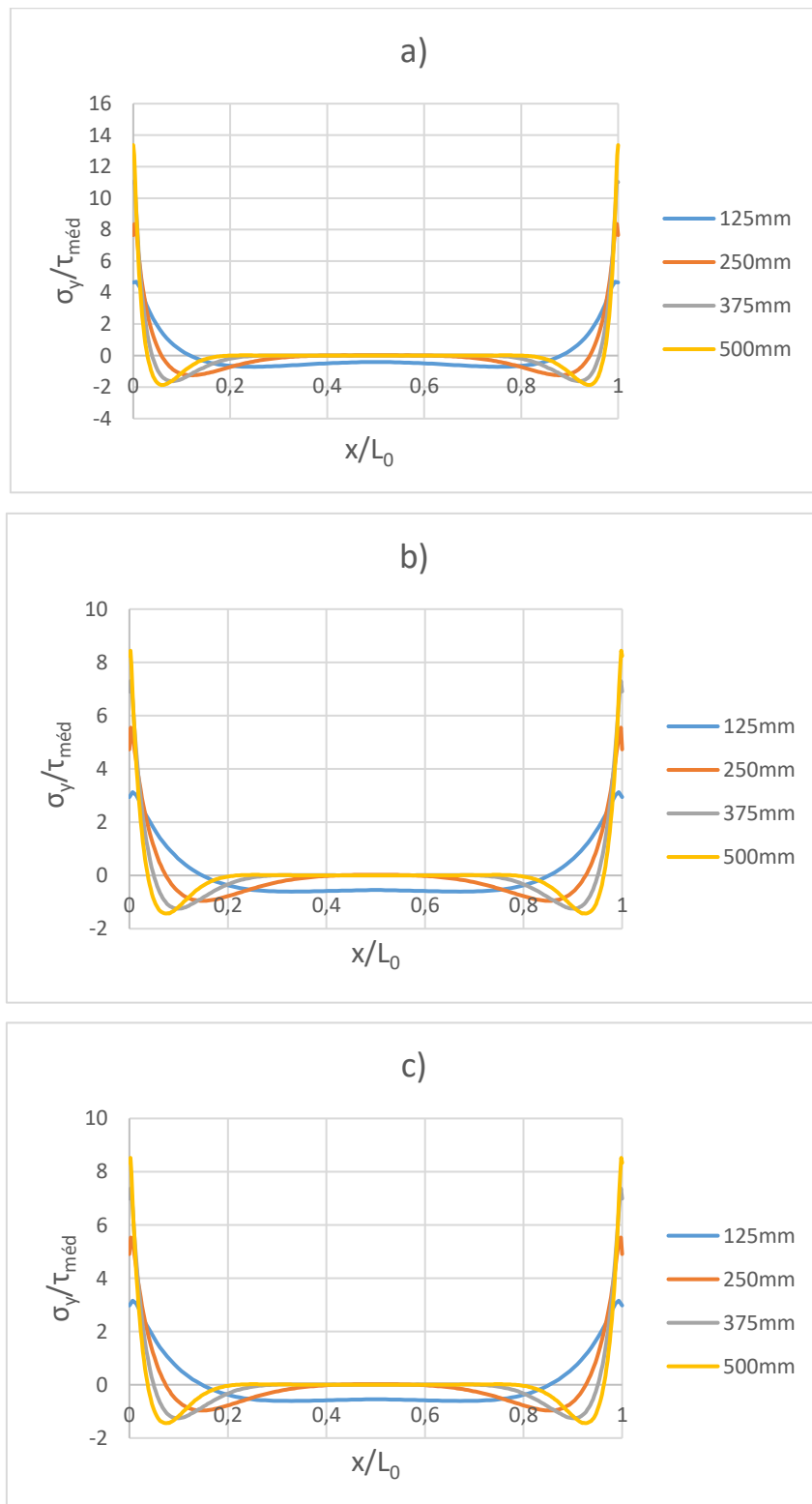


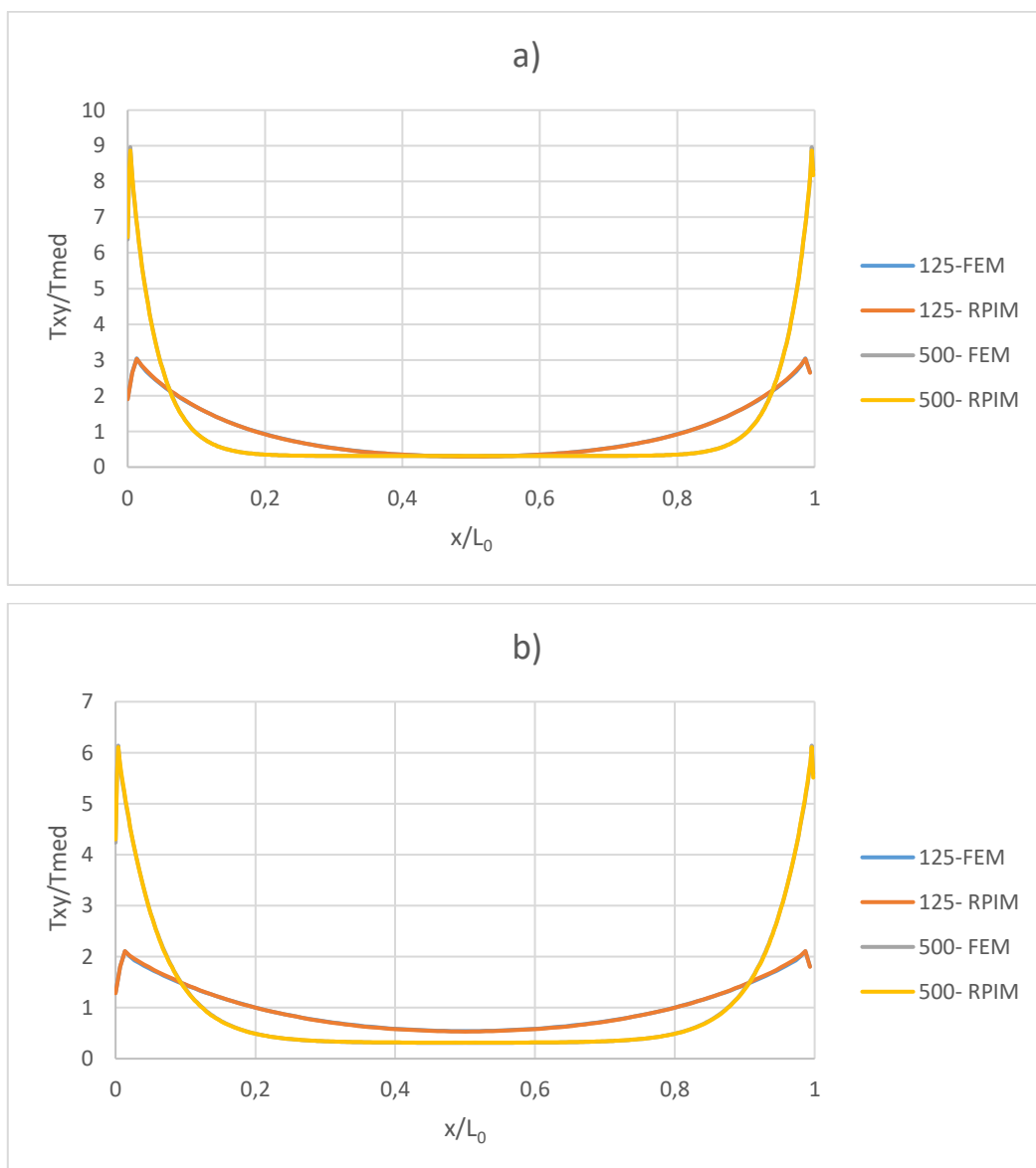
Figura 77 – Tensões de arrancamento normalizadas em função de x/L_0 para: a) Araldite®AV138, b) Araldite®2015 , c) SikaForce®7888.

3.2.2.4 Análise dos resultados obtidos

Neste subtópico serão analisados ao pormenor os resultados apresentados anteriormente.

Tensão de corte

Na Figura 78 estão presentes os gráficos comparativos de tensões de corte entre MEF e RPIM, cada gráfico é representante de um adesivo e contem as curvas para o menor e para o maior L_0 . Como se pode constatar nos diferentes gráficos os resultados obtidos são similares, havendo apenas uma ligeira diferença no pico de tensões.



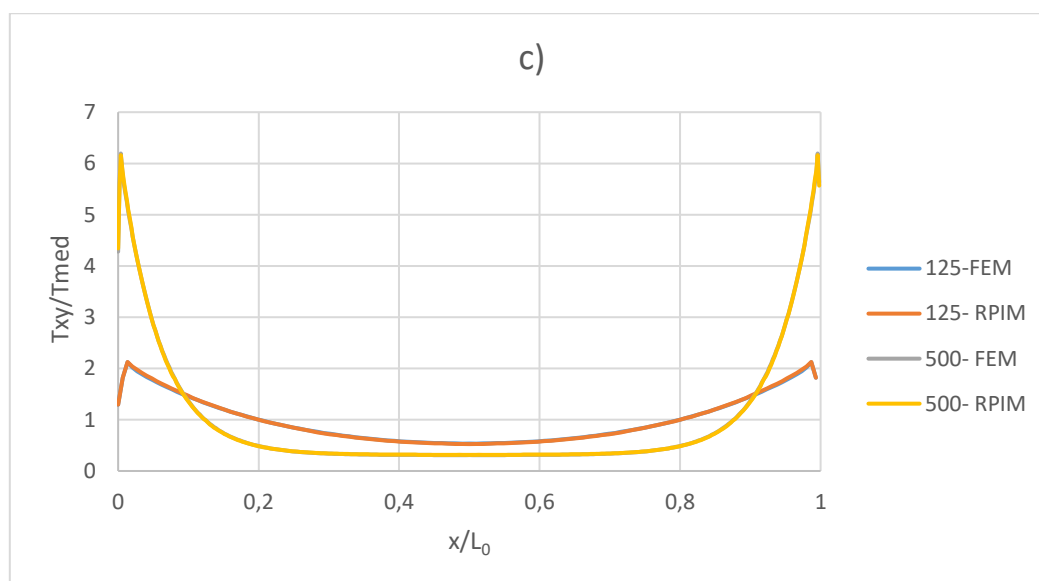


Figura 78- Gráfico comparativos de tensões de corte entre MEF e RPIM para: a) Araldite®AV138, b) Araldite®2015 , c) SikaForce®7888.

As diferenças obtidas nos valores de pico estão representadas na Tabela 15, onde se pode constatar que os valores obtidos através do RPIM são ligeiramente inferiores aos do MEF para adesivos menos dúcteis ou em comprimentos de sobreposição maiores.

Tabela 15 - Tabela comparativa entre os valores de pico das tensões de corte para o MEF e o RPIM.

| L_0 | 12,5 | 50 |
|----------------|-------|-------|
| Araldite AV138 | -0,4% | -1,0% |
| Araldite 2015 | 0,2% | -0,5% |
| SikaForce 7888 | 0,2% | -0,5% |

Tensão de arrancamento

Na Figura 79 estão presentes os gráficos comparativos de tensões de arrancamento entre MEF e RPIM, cada gráfico é representante de um adesivo e contém as curvas para o menor e para o maior L_0 . Analisando os gráficos pode-se concluir que o comportamento existente entre estes dois métodos para as tensões de arrancamento é similar ao acima explicado nas tensões de corte.

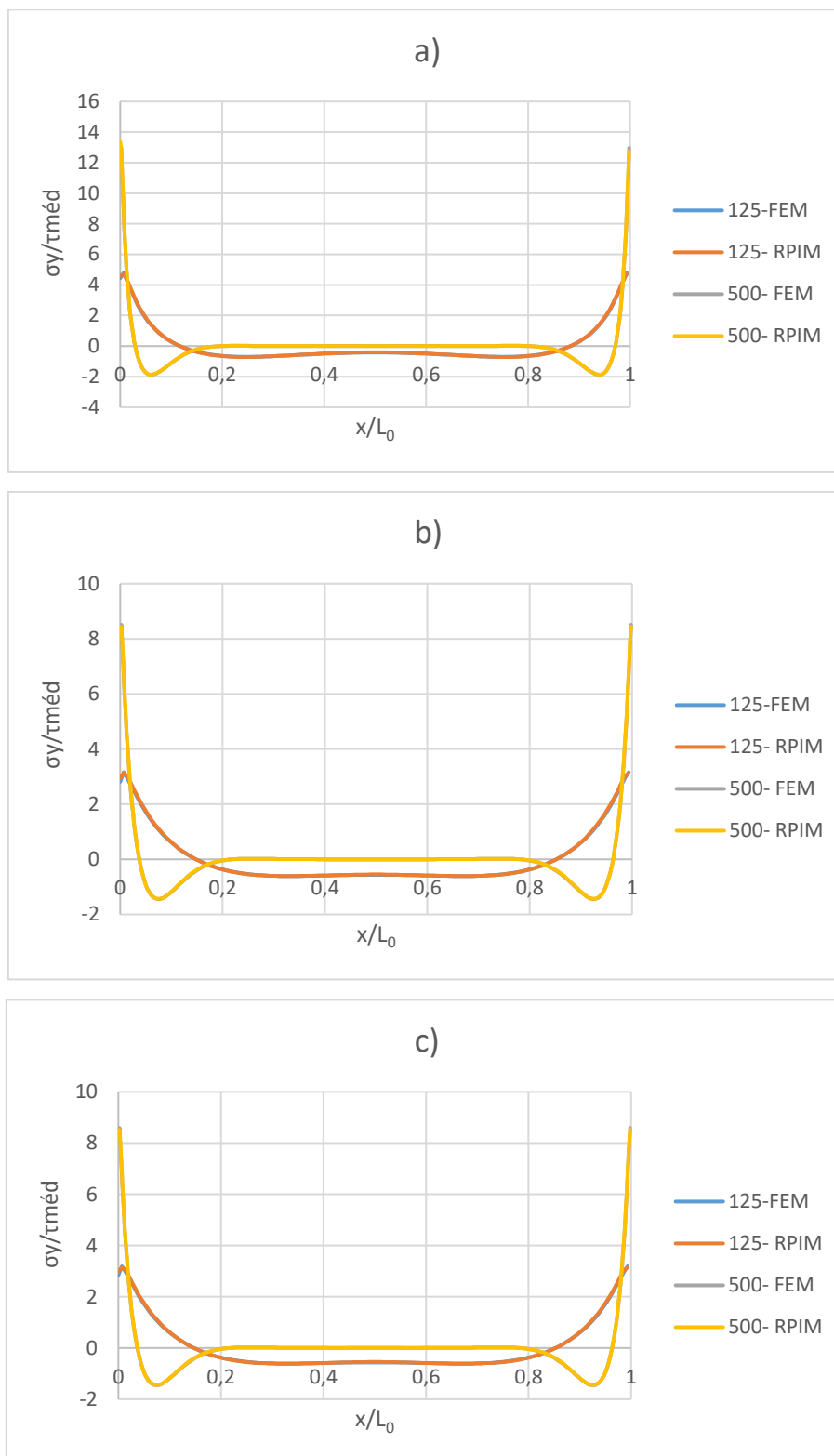


Figura 79 - Gráfico comparativos de tensões de arrancamento entre MEF e RPIM para: a) Araldite®AV138, b) Araldite®2015, c) SikaForce®7888.

Na Tabela 16 pode-se observar que apesar de graficamente o comportamento entre os dois métodos ser similar os desvios dos valores de pico são superiores para o caso de arrancamento.

Tabela 16 - Tabela comparativa entre os valores de pico das tensões de arrancamento para o MEF e o RPIM.

| L_0 | 12,5 | 50 |
|----------------|-------|-------|
| Araldite AV138 | -2,2% | 3,1% |
| Araldite 2015 | -1,0% | -0,8% |
| SikaForce 7888 | -1,0% | -0,8% |

Comparação de P_{max} obtidos

Na Tabela 17, estão presentes os resultados obtidos de P_{max} , no trabalho experimental e os calculados através da mecânica dos meios contínuos, bem como a discrepância existente entre os experimentais e os calculados.

Tabela 17 - Resultados obtidos de $P_{m\acute{a}x}$ experimentalmente e analiticamente.

| Adesivo | L_0 (mm) | Experimental (N) | FEMAS | | Erro de previsão | |
|-------------------|---------------|---------------------|------------|-------------|------------------|-------------|
| | | | MEF (N) | RPIM (N) | MEF (%) | RPIM (%) |
| Araldite AV138 | 12,5 | 5864,6 | 3100,4 | 3152,1 | 47% | 46% |
| | 25 | 7079,1 | 3368,9 | 3389,2 | 52% | 52% |
| | 37,5 | 8417,1 | 3755,8 | 3847,3 | 55% | 54% |
| | 50 | 9248,7 | 4213,2 | 4378,8 | 54% | 53% |
| Araldite 2015 | 12,5 | 5520,5 | 2656,0 | 2691,9 | 52% | 51% |
| | 25 | 8782,2 | 2961,5 | 2969,7 | 66% | 66% |
| | 37,5 | 12116,8 | 3271,4 | 3338,3 | 73% | 72% |
| | 50 | 13768,0 | 3644,7 | 3776,3 | 74% | 73% |
| SikaForce 7888 | 12,5 | 8099,4 | 2944,0 | 2983,8 | 64% | 63% |
| | 25 | 13837,2 | 3279,1 | 3288,3 | 76% | 76% |
| | 37,5 | 17809,6 | 3622,7 | 3696,9 | 80% | 79% |
| | 50 | 22097,0 | 4036,5 | 4182,4 | 82% | 81% |

De modo a facilitar a leitura de resultados, estes irão ser divididos por adesivo e apresentados sob a forma de gráfico.

Na Figura 80 pode-se observar os P_{\max} obtidos para cada comprimento de sobreposição pelos diferentes métodos. Aqui é possível de se observar que o P_{\max} obtido pelo MEF e pelo RPIM são semelhantes, apenas variam no máximo 4% um do outro para o $L_0=50$ mm. No entanto em comparação com os resultados obtidos experimentalmente estes dois métodos apresentam uma resistência muito inferior, sendo no caso do RPIM 46% inferior para $L_0=12,5$ e 53% para $L_0=50$ mm.

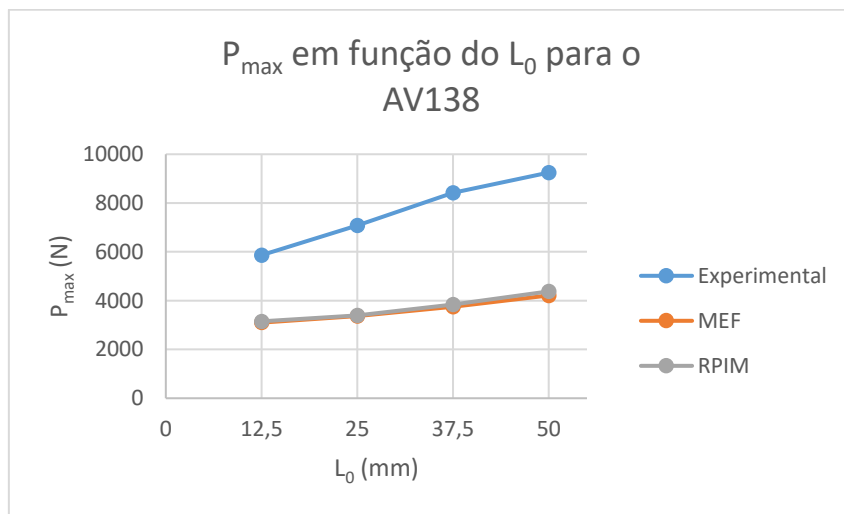


Figura 80 - Gráfico comparativo de P_{\max} experimental, MEF e RPIM para o adesivo Araldite AV138.

Na Figura 81 está representado um gráfico igual ao apresentado na Figura 80, mas neste caso para a Araldite 2015. O comportamento entre os dois métodos neste adesivo é semelhante ao falado anteriormente, variando apenas menos de 4% também. Já em relação ao método experimental, a medida que o L_0 aumenta a diferença para os métodos calculados aumenta. Numa junta de $L_0=12,5$ mm existe uma diferença de 52% para o MEF e de 51% para o RPIM. Enquanto numa junta de $L_0=50$ mm a diferença para o MEF sobe para os 74% e 73% no caso do RPIM.

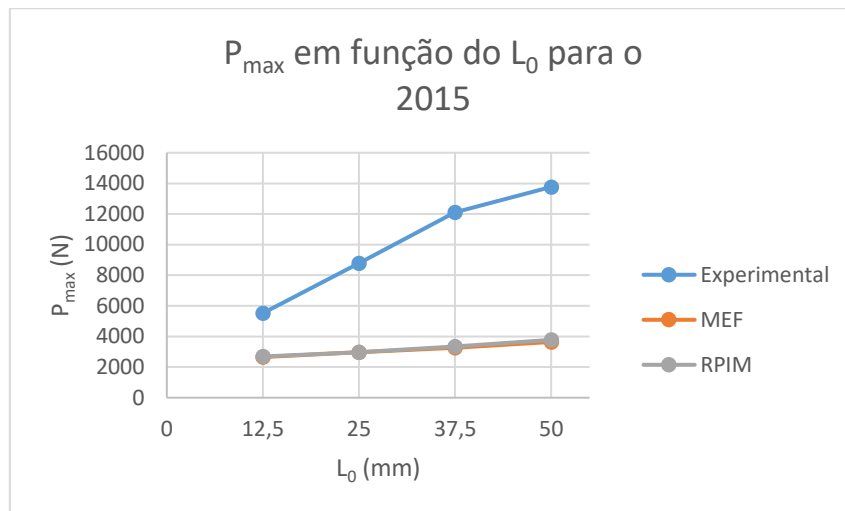


Figura 81 - Gráfico comparativo de P_{max} experimental, MEF e RPIM para o adesivo Araldite 2015.

Na Figura 82 está presente o gráfico para o SikaForce®7888. Mais uma vez a diferença entre o MEF e o RPIM quase não é notória, sendo no máximo de 3,6%. Em relação aos resultados experimentais a diferença para os métodos calculada é cada vez maior, existindo para um $L_0=12,5$ mm uma diferença de 52% para o MEF e 51% para o RPIM. Esta diferença neste caso tem uma variação ainda maior com o aumento do L_0 do que no caso da Araldite® 2015, sendo para um $L_0=50$ mm de 82% em relação ao MEF e 81% em relação ao RPIM.

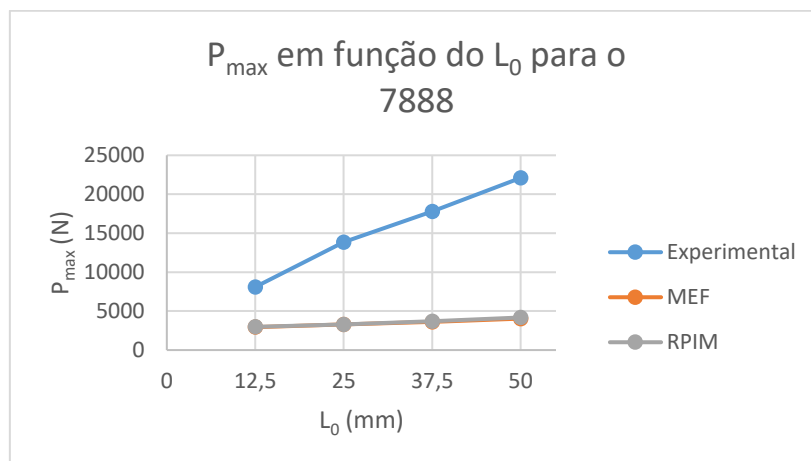


Figura 82 - Gráfico comparativo de $P_{m\acute{a}x}$ experimental, MEF e RPIM para o adesivo SikaForce 7888.

Em suma pode se concluir que o método RPIM está em concordância com o MEF quer na distribuição de tensões, quer a nível de $P_{m\acute{a}x}$ obtidos para as diferentes juntas. Uma vez que o MEF é um método já validado, pode-se assim dizer que o RPIM também é válido na previsão das resistências de juntas.

Estes dois métodos a nível de $P_{\text{máx}}$ estão longe dos obtidos experimentalmente. Este erro deve-se ao facto de estes dois métodos não preverem a deformação plástica, ou seja, a rotura é considerada quando a tensão de rotura do adesivo é atingida. Pode-se ainda constatar que este erro aumenta quer com o aumento do L_0 , quer com o aumento da ductilidade, uma vez que quanto mais dúctil é um adesivo, mais plastificam as extremidades, permitindo assim ao centro de junta contribuir mais para a resistência da mesma.

3.2.3 Modelos de dano coesivo

Neste subcapítulo irão ser apresentados os modelos numéricos de MEF efetuado no *software* ABAQUS®. Nesta apresentação ira constar o modo de modelação das juntas e resultados obtidos.

3.2.3.1 Modelo de dano coesivo triangular

O uso de MDC na análise de juntas adesivas requer uma lei constitutiva para descrever o comportamento elasto-plástico da camada de adesivo. Podem ser consideradas diferentes formas de leis coesivas de modo a obter resultados mais precisos, em função do comportamento do tipo de material ou da interface em simulação [98]. Ao longo dos anos foram desenvolvidos diversos modelos, dos quais se destacam o modelo triangular [35], o linear-parabólico [34], o exponencial [36], o polinomial [37] e o trapezoidal [99]. Devido a vários fatores, tais como a simplicidade, reduzido número de parâmetros a determinar e resultados precisos para a maioria das condições reais, a lei triangular é a mais usada [100].

A Figura 83 exemplifica uma lei coesiva triangular. No ponto O, o material ainda não está em carga e não há separação. Ao longo da linha OA, o material encontra-se no domínio elástico. No ponto A (com a separação δ^0) a tração coesiva alcança o valor máximo admissível (resistência coesiva ou t^0). A seguir ao ponto A, o material começa a sofrer dano e a rigidez coesiva diminui (amaciamento do material). Num ponto genérico B (com separação δ) entre os pontos A e C, a trajetória do descarregamento é linear em direção ao ponto O. A rigidez coesiva cai assim do valor inicial K para K^δ e a tração admissível desce da resistência coesiva t^0 para o valor atual t . Quando a tração admissível cai para zero no ponto C (que corresponde à extremidade da fenda), a separação é igual a δ^f e ocorre a separação completa do material. Depois, outra fenda é nucleada ou a ponta de uma fenda existente avança. Qualquer ponto à frente de C (por exemplo o ponto D) está agora fora da zona coesiva e pertence às superfícies da fenda localizadas atrás da ponta da mesma [101].

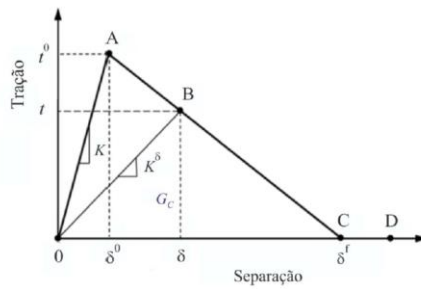


Figura 83 – Lei coesiva triangular [101].

A energia crítica coesiva ou tenacidade à fratura, G_c , que é dada pela área do triângulo, está relacionada com outros dois parâmetros através da relação de área $G_c = t^0 \times \delta^f / 2$. Assim, quaisquer dois dos três parâmetros (por exemplo t^0 e G_c) podem ser escolhidos como entradas para a lei coesiva triangular. Além dos dois parâmetros t^0 e δ^f , outro parâmetro tem de ser definido para descrever completamente a forma da lei coesiva triangular. Este parâmetro pode ser a rigidez coesiva inicial K ou a separação normal característica δ^0 , que corresponde à tração máxima. Estes parâmetros relacionam-se por $\delta^0 = t^0 / K$ [101].

Formulação do modelo

O modelo de dano triangular pode ser do tipo 2D ou 3D. No modelo 2D distinguem-se dois modos: o puro e o misto (Figura 84). O modo puro divide-se em modo I, em que a fenda abre por esforços de tração, e em modo II, em que a fenda desliza por esforços de corte [102]. O modo puro caracteriza-se por a propagação do dano ocorrer num conjunto específico de nós homólogos quando os valores das tensões no modo respetivo são anulados na lei coesiva respetiva. No modo misto os modos puros I e II atuam simultaneamente, e são utilizados critérios de tensões e energéticos para combinar tração e corte [103].

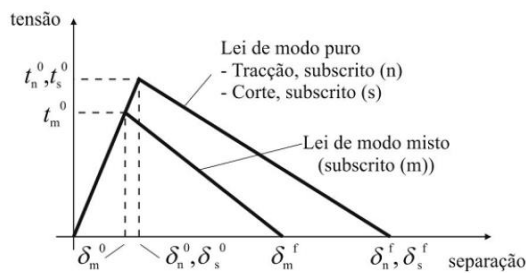


Figura 84 – MDC triangular [104]

Antes da ocorrência do dano, a relação entre tensões e deformações é definida pela matriz K_{COH} (1), que relaciona as tensões e deformações em tração e corte nos

elementos coesivos. A matriz contém os parâmetros de rigidez da ligação adesiva, cuja definição está dependente da formulação utilizada:

$$t = \begin{Bmatrix} t_n \\ t_s \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} k_{nn} & k_{ns} \\ k_{ns} & k_{ss} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \varepsilon_n \\ \varepsilon_s \end{Bmatrix} = K_{COH} \varepsilon \quad (29)$$

No caso de a formulação ser local, os elementos coesivos são usados para simular fraturas de espessura nula. Nestas condições, os parâmetros de K_{COH} possuem valores extremamente elevados, tendo por finalidade não haver deformações na estrutura induzidas pela presença dos elementos coesivos [97]. Na formulação contínua de camadas finas, mais especificamente para as ligações adesivas, obtém-se uma boa aproximação aos parâmetros de rigidez admitindo a equação (2), onde G é o módulo de elasticidade transversal:

$$k_{nn} = E, k_{ss} = G, k_{ns} = 0. \quad (30)$$

Considerando esses parâmetros, o modelo reproduz de forma fiel a deformação da camada de adesivo [103]. Em modo misto, a iniciação do dano pode ser definida por diferentes critérios, como o critério da tensão nominal quadrática, expresso pela expressão (3):

$$\left(\frac{\langle t_n \rangle}{t_n^0} \right)^2 + \left(\frac{t_s}{t_s^0} \right)^2 = 1. \quad (31)$$

“ $\langle \rangle$ ” são os parêntesis de Macaulay, que indicam que um estado de tensão puramente compressivo não contribui para a iniciação do dano. A evolução do dano descreve a taxa de degradação da rigidez do material após a iniciação do dano. Depois de atingida a resistência máxima em modo misto (t_m^0 na Figura 84), a rigidez do material é degradada. A separação completa de um par de nós homólogos, δ_m^f , é prevista por um critério linear energético, definido pela equação (4), em função dos valores de G_{IC} e G_{IIC} [105]:

$$\frac{G_I}{G_{IC}} + \frac{G_{II}}{G_{IIC}} = 1. \quad (32)$$

Determinação das propriedades coesivas

De modo a caracterizar as leis coesivas em tração e corte é necessário conhecer t_n^0 , t_s^0 , G_{IC} e G_{IIC} . No passado foram publicados alguns estudos que por aproximação assumiam que estes parâmetros eram idênticos aos obtidos em ensaios de adesivo maciço [97, 106]. No entanto, a restrição às deformações na camada do adesivo provocada pelos substratos neste tipo de geometrias, e propagação de fenda tipicamente em modo

misto, levam a que haja uma diferença entre as propriedades do adesivo como material maciço e como camada fina [57, 58, 107]. Assim sendo, é recomendada a utilização de métodos de definição destes valores que traduzam o comportamento dos adesivos nas condições em que estes vão ser utilizados.

Araldite® AV138

Na determinação das leis coesivas para o adesivo Araldite® AV138 foi utilizado um método inverso num trabalho anterior [108]. No entanto, devido à não existência de ensaios de caracterização à fratura, o procedimento seguido foi ligeiramente diferente do procedimento mais indicado. Neste caso, foram utilizados os valores de resistência à tração e corte através de ensaios de adesivo maciço e de corte designados por *Thick Adherend Shear Test* (TAST), respetivamente, para a definição de t_n^0 e t_s^0 . Estes valores foram utilizados para a construção de leis coesivas aproximadas, utilizando inicialmente valores típicos de G_{IC} e G_{IIC} para adesivos frágeis. As leis obtidas para tração e corte foram então utilizadas no modelo numérico para uma das geometrias testadas (a JSS com $L=20$ mm), e as leis do adesivo foram estimadas por ajuste das curvas $P-\delta$ numéricas e experimentais, até obter valores de G_{IC} e G_{IIC} que reproduzam os resultados experimentais. Os valores obtidos foram subsequentemente aplicados a todas as configurações testadas com resultados bastante satisfatórios. Os valores de E e G foram também determinados experimentalmente com ensaios de adesivo maciço e corte (TAST), respetivamente. No referido trabalho [109] foi concluído que os parâmetros obtidos reproduzem de forma fiel as propriedades do adesivo. Na Tabela 18, estão apresentados os parâmetros utilizados na simulação da camada de adesivo Araldite® AV138, numa lei coesiva em modo misto.

Tabela 18 - Parâmetros coesivos em tração e corte para o adesivo Araldite® AV138 [109].

| E | G | t_n^0 | t_s^0 | G_{IC} | G_{IIC} |
|------------|------|---------|---------|-------------|-----------|
| 4890 | 1560 | 39,45 | 30,20 | 0,20 | 0,38 |
| MPa | | | | N/mm | |

Araldite® 2015

As leis coesivas da camada de adesivo no caso do adesivo Araldite® 2015 foram igualmente determinadas num trabalho anterior [108], por um método inverso para a determinação de t_n^0 e t_s^0 . Esta metodologia consiste basicamente na determinação de G_{IC} e G_{IIC} através de ensaios *Double-Cantilever Beam* (DCB) e *End-Notched Flexure* (ENF),

respetivamente, usando um método ou teoria apropriados para a sua obtenção. O valor de G_{IC} ou G_{IIC} é então utilizado para construção de uma lei coesiva no modo puro correspondente, que inicialmente tem um valor aproximado de t_n^0 ou t_s^0 , estimado em função das características do adesivo. A lei coesiva obtida é utilizada no modelo numérico correspondente (DCB para tração ou ENF para corte), com as mesmas dimensões do modelo a ser simulado. O valor de t_n^0 ou t_s^0 é então definido utilizando um procedimento de ajuste entre as curvas $P-\delta$ numéricas e experimentais do respetivo teste de caracterização à fratura, para que a lei coesiva estimada permita reproduzir fielmente o comportamento observado da camada de adesivo. Na Tabela 19 estão apresentados os parâmetros utilizados para simular a camada de adesivo Araldite® 2015 numa lei coesiva de modo misto [110]. Os valores de E e G foram determinados experimentalmente com ensaios de adesivo maciço [111] e ensaios TAST, respetivamente.

Tabela 19 – Parâmetros coesivos em tração e corte para o adesivo Araldite® 2015 [108].

| E | G | t_n^0 | t_s^0 | G_{IC} | G_{IIC} |
|------------|-----|---------|---------|-------------|-----------|
| 1850 | 650 | 21,63 | 17,90 | 0,43 | 4,70 |
| MPa | | | | N/mm | |

SikaForce® 7888

No caso do adesivo SikaForce® 7888 não se encontram disponíveis até à data as propriedades coesivas obtidas por métodos inversos. Para este adesivo, foram utilizados como aproximação valores de t_n^0 e t_s^0 obtidos por ensaios de adesivo de tração ou dados pelo fabricante, respetivamente. Para os valores de G_{IC} e G_{IIC} , foram utilizados valores obtidos por ensaios DCB e por ENF, pela respetiva ordem. A generalidade dos valores das propriedades presentes na Tabela 20 foram obtidos experimentalmente no trabalho de Neto [91], à exceção de G , t_s^0 e G_{IC} . Para G_{IC} não foi utilizado o valor apresentado por [91], devido à obtenção de roturas parcialmente adesivas, indicativas de uma medição incorreta desse valor. Em alternativa, foi utilizado o valor obtido por [112], em que G_{IC} foi definido num ensaio DCB de provetes de compósito de fibra natural de juta com matriz de epóxido. Para os valores de G e t_s^0 foram considerados os valores do fabricante. No trabalho de Neto [91], os valores de E e t_n^0 foram obtidos por ensaios de adesivos de tração, com recurso a um extensómetro, fixo na zona de menor secção do

provete, a uma velocidade de 1 mm/min. Foram registados os valores de P e δ até ocorrer a rotura e posteriormente tratados no *software* Microsoft Excel®. No mesmo trabalho [91], G_{IC} foi obtido por provetes DCB de aço segundo a norma ASTM D3433-99.

Tabela 20 – Parâmetros coesivos em tração e corte para uma camada de adesivo SikaForce® 7888 com t_A de 0,2 mm [104].

| E | G | t_n^0 | t_s^0 | G_{IC} | G_{IIC} |
|------|-----|---------|---------|----------|-----------|
| 1890 | 727 | 28,60 | 20 | 1,18 | 8,72 |
| MPa | | | | N/mm | |

3.2.3.2 Preparação dos modelos numéricos

O *software* escolhido para a análise numérica foi o ABAQUS® da *Dassault Systèmes*. A escolha deste *software* deve-se a este possuir uma vasta biblioteca de elementos e grande aplicação na área da adesão, uma vez que permite a utilização do modelo de dano coesivo para a previsão de resistência das juntas JSS. O MDC usado é o modelo de dano triangular, descrito acima no ponto 2.2.3.1. Este modelo apesar de requerer poucos parâmetros para a simulação, representa adequadamente o comportamento de finas camadas de adesivo.

De seguida iram ser apresentados os procedimentos de pré-processamento da modelação MEF, esta apresentação explicara passo a passo a forma como foi introduzida toda a informação.

A análise MEF recorre por base a utilização de sólidos de 4 nós para a modelação dos substratos, denominado de CPE4 no ABAQUS® e elementos coesivos para a camada do adesivo, denominado de COH2D4 no ABAQUS®. Para a modelação dos provetes, utilizou-se uma aproximação 2D uma vez que esta é mais simples e fornece resultados bastante precisos para este tipo de geometrias. Os aderentes foram modelados como sólidos elasto-plásticos e o adesivo como elementos MDC (Figura 85).

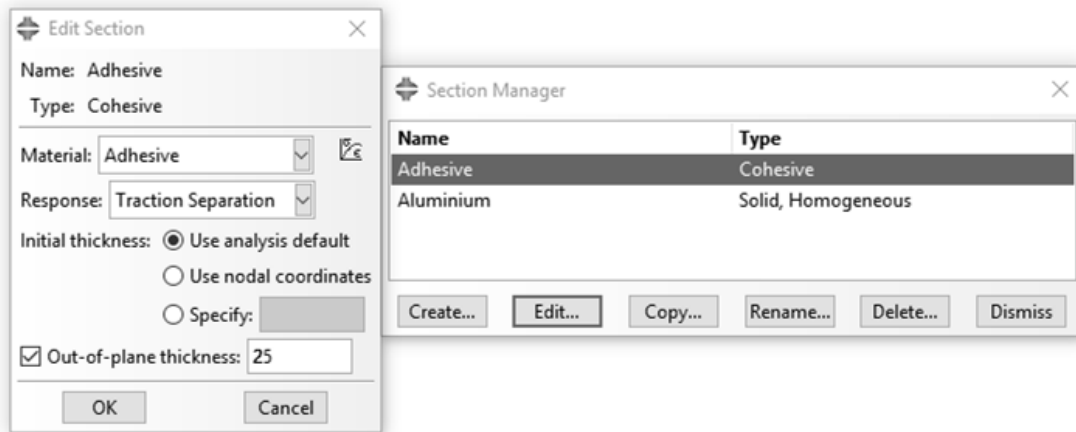


Figura 85 - Atribuição das secções dos substratos e adesivo para análise por MDC no ABAQUS®.

A criação das JSS através da interface do ABAQUS® é algo complexa e exige a execução de vários passos de forma sequencial. Para uma melhor compreensão estes serão descritos sequencialmente com a indicação do módulo de apresentação.

1º Passo - Part

Inicialmente é necessário efetuar o desenho apenas dos contornos da junta. De seguida procedesse a divisão do corpo criado de modo a criar a separação entre as áreas dos substratos e do adesivo, como mostrado na Figura 86. Na camada de adesivo foi apenas considerado um elemento na direção de t_A . Considerou-se ainda o comportamento não linear geométrico das juntas.

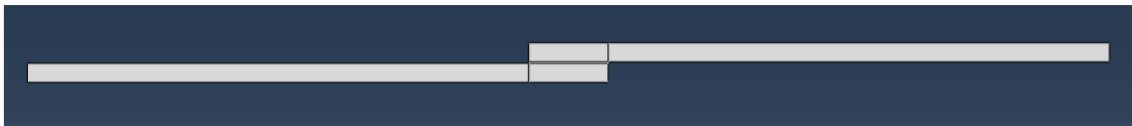


Figura 86 - JSS modelada no ABAQUS®.

Este processo foi efetuado para a criação de todos os modelos das juntas, respeitando as dimensões referidas na Tabela 6 – Dimensões dos provetes presente no ponto 3.1.2. Na Figura 87 pode-se ver a construção de uma junta com um comprimento de sobreposição de 12,5 mm.

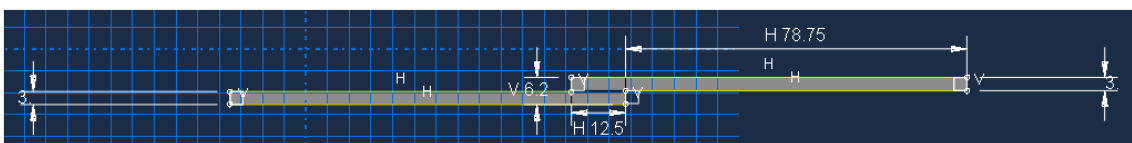


Figura 87 - Desenho 2D de uma junta com $L_o=12,5$ mm.

2º Passo - Property

É neste módulo que são criados os materiais e as secções. Cada secção ira ter um material associado e ira ser aplicada nas partições anteriormente criadas de modo a conceder-lhes as suas propriedades mecânicas.

3º Passo - Step

É neste modulo que se definem os parâmetros de computação da simulação. Neste campo pode definir o número máximo de incrementos bem como o seu tamanho. O número máximo de incrementos estipulado foi de 10000 de modo a evitar a paragem da análise por exceder o número de incrementos definidos. O tamanho do incremento foi de 1% do deslocamento com objetivo de corresponder as necessidades do *software* durante a fase de propagação de dano, evitando assim problemas de convergência.

4º Passo - Load

É neste modulo que se definem as condições de fronteira. Neste caso como se trata de simular um carregamento de tração, numa das extremidades foi simulado um encastramento e na oposta aplicado um deslocamento horizontal de 1 mm e restrição na direção vertical, como se pode ver na Figura 88.

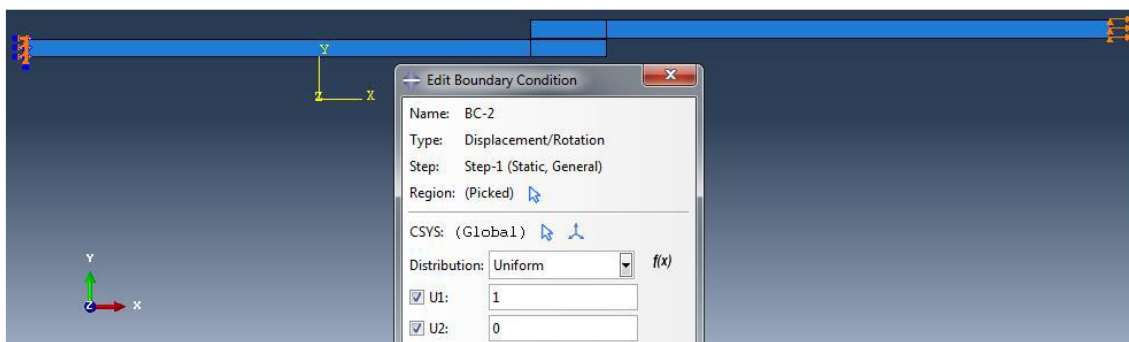


Figura 88 - Representação das condições fronteira na simulação.

5º Passo - Mesh

Neste modulo é efetuada a discretização da geometria em elementos finitos. Para tal foi criada uma malha, como se pode observar na Figura 89. Esta malha é mais refinada junto das interfaces, principalmente nas extremidades do comprimento de sobreposição, uma vez que, como explicado acima é a zona de maior concentração de tensões. A malha vai sendo menos refinada à medida que se afasta destas zonas, de modo a reduzir o número de elementos, para reduzir o gasto computacional. Esta redução é feita de modo progressivo para evitar problemas de rácio de aspeto.

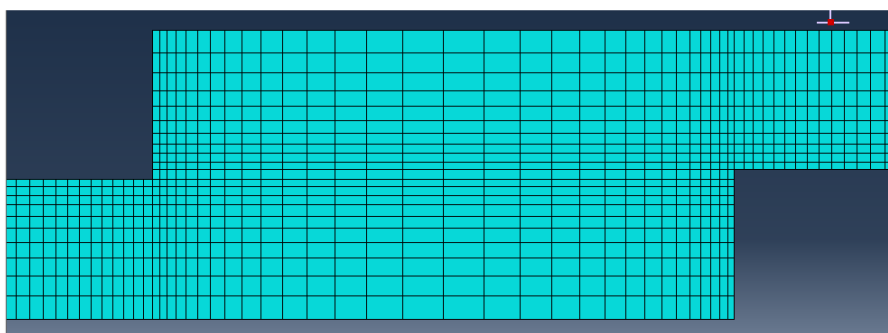


Figura 89 - Detalhe da malha do MEF na zona de sobreposição para uma junta com $LO=12,5$ mm.

6º Passo - Job

É neste módulo que se inicia a simulação de junta. Aqui é possível definir o nome e capacidade computacional que se pretende dedicar a simulação. De modo a obter as curvas de força- deslocamento ($P-\delta$), na opção em *history output* foram requisitados os parâmetros RF, registo das reações para cada incremento, e U que disponibiliza o deslocamento para cada incremento. Além destes foi também requerido o SDEG (field output) que fornece informação sobre a degradação dos elementos coesivos, permitindo avaliar a distribuição de tensões e a propagação do dano na camada coesiva (Figura 90).

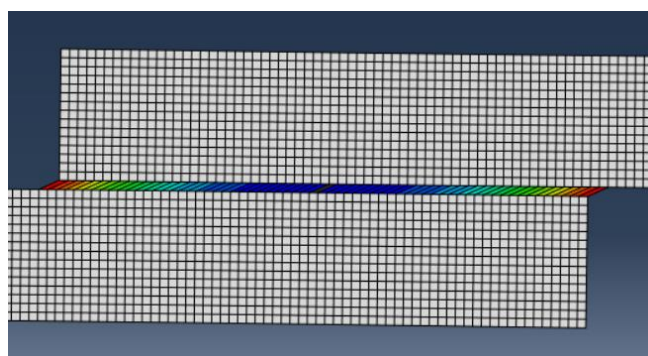


Figura 90 – Imagem de visualização SDEG.

7º Passo – Visualization

Por fim o módulo *visualization* permite acompanhar o comportamento da junta enquanto processa a análise e no fim da mesma (Figura 91). Neste módulo ainda é possível analisar os resultados obtidos e retirar as curvas ($P-\delta$), através do “output” da criação de dados XY. Como as reações pedidas são a cada momento para a criação deste gráfico é necessário selecionar a soma das mesmas.

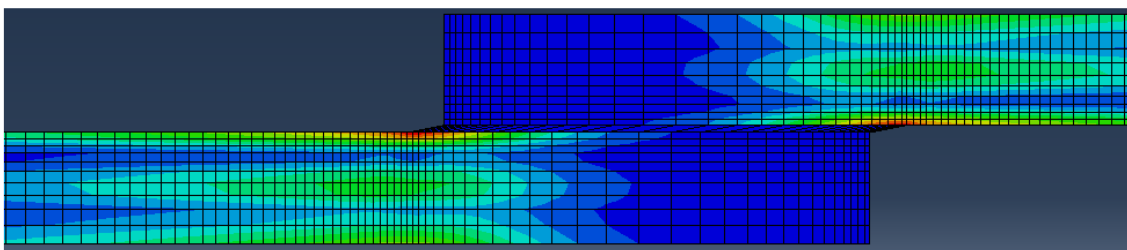
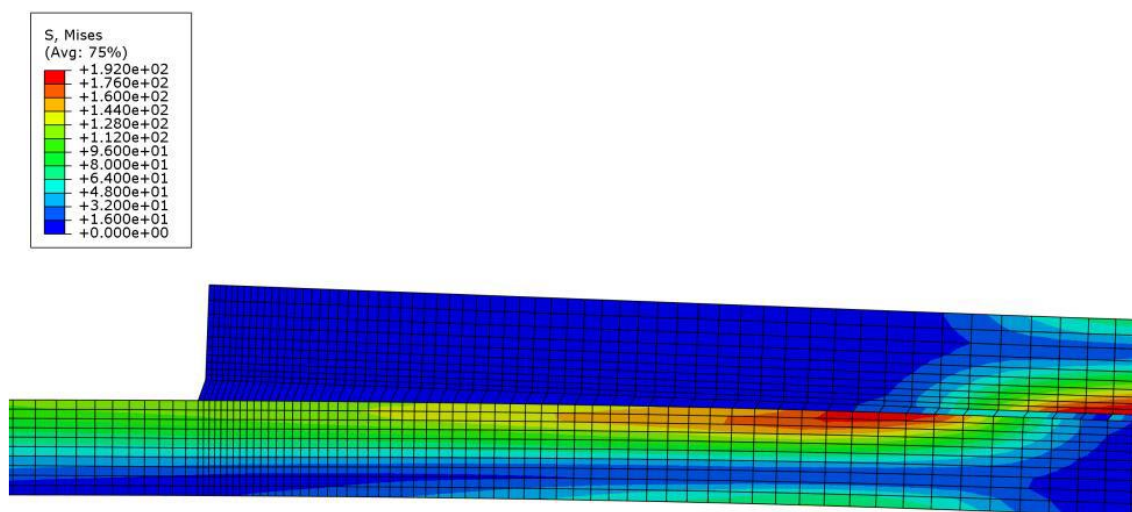


Figura 91 - Deformação de uma JSS após rotura

3.2.3.3 Resultados obtidos

Neste subcapítulo iram ser apresentados os resultados obtidos a partir do *software* utilizado ABAQUS® seguindo a ordem dos resultados anteriormente apresentados nos modelos experimentais.

Começando por analisar os modos de rotura obtidos pelo *software*, estes correspondem aos obtidos na análise experimental, ou seja, são todos coesivos pelo adesivo como se pode observar nas Figura 92 e Figura 93, onde estão representadas as juntas de Araldite® AV138 (adesivo frágil) e SikaForce® 7888 (adesivo dúctil) com $L_0=50$ mm.

Figura 92 - Rotura numa JSS obtida por MDC, para os adesivos: Araldite® AV138, com $L_0=50$ mm.

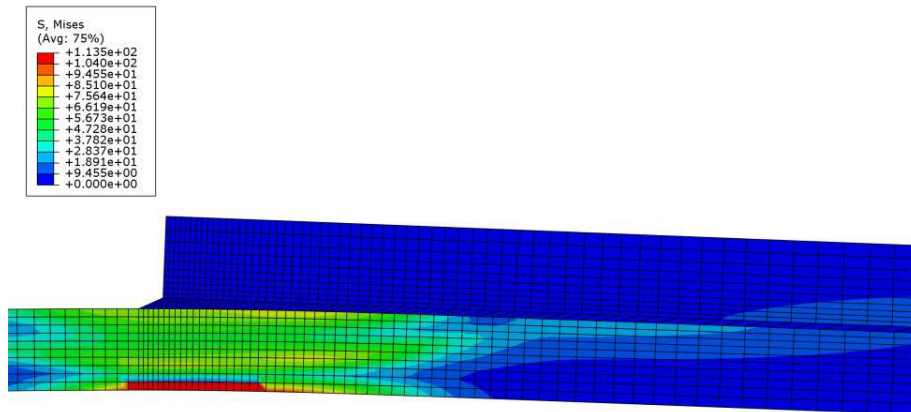


Figura 93 - Rotura numa JSS obtida por MDC, para os adesivos: SikaForce® 7888, com $L_0=50$ mm.

De seguida, serão apresentadas as curvas $P-\delta$ obtidas pelo método numérico, MDC, em comparação com as obtidas pelo método experimental. Na Figura 94, está presente a comparação entre as juntas de Araldite® AV138 de $L_0=25$ mm e na Figura 95 a comparação entre as juntas de Araldite® AV2015 de $L_0=37,5$ mm. Aqui, pode-se constatar que o P_{max} obtido pelo método numérico é similar ao obtido experimentalmente, enquanto o deslocamento máximo é cerca de metade. Este resultado é espetável tende em conta as folgas e escorregamentos nas amarras acima referenciados. Em contrapartida, os resultados obtidos de P_{max} para as juntas de SikaForce® 7888 pelo método experimental foram ligeiramente inferiores, como se pode ver na Figura 96.

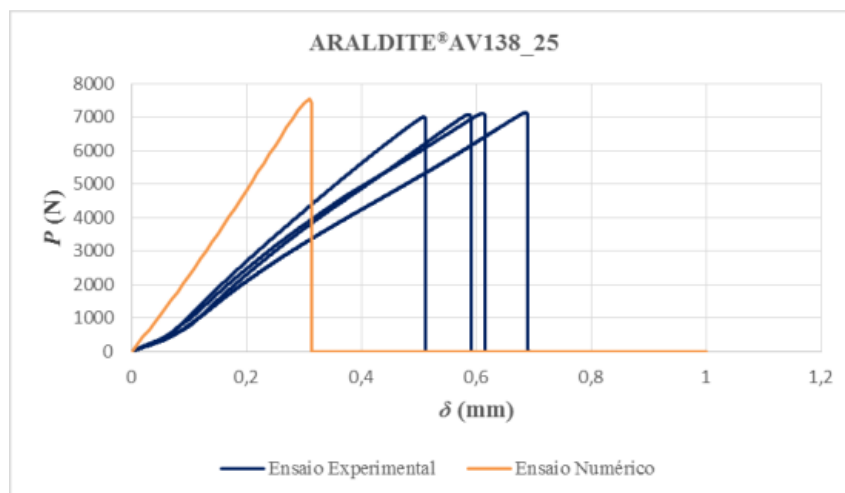


Figura 94 – Gráfico de comparação entre o MDC e os resultados experimentais para o AV138 e $L_0=25$ mm.

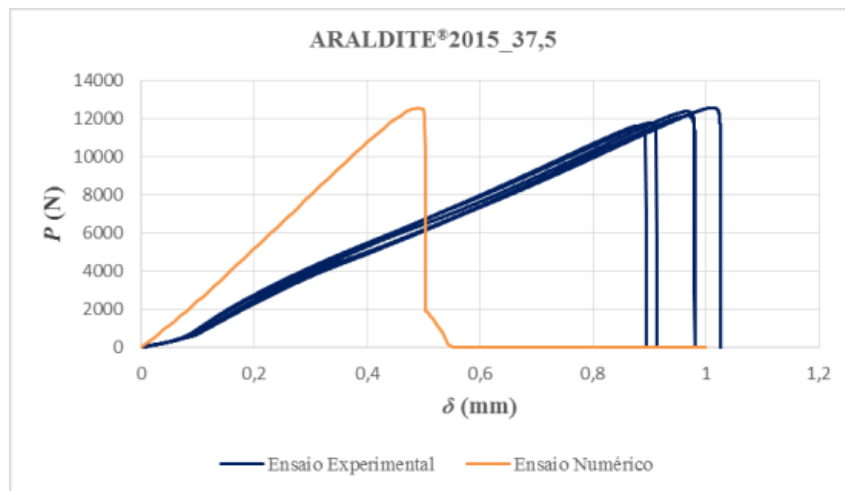


Figura 95 - Gráfico de comparação entre o MDC e os resultados experimentais para o 2015 e $L_0=37.5$ mm.

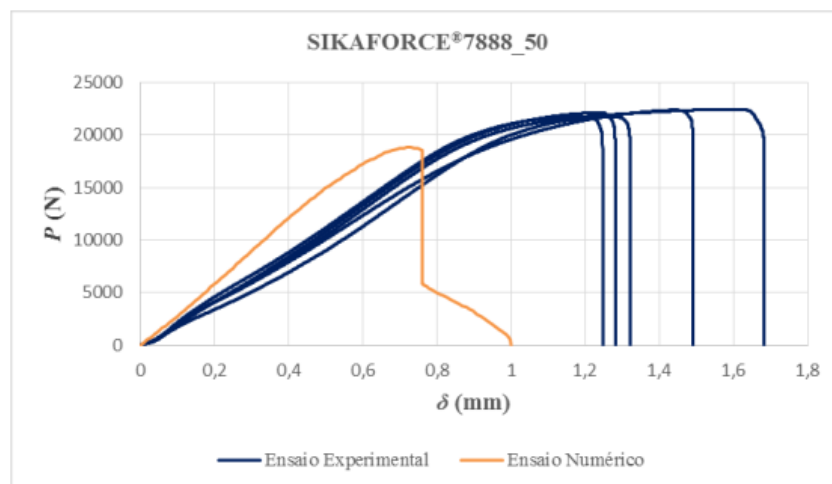


Figura 96 - Gráfico de comparação entre o MDC e os resultados experimentais para o 7888 e $L_0=50$ mm.

3.2.4 Análise dos resultados

Uma vez que, os valores de deslocamento máximo obtidos pelo método experimental têm um erro associado, optou-se pela comparação da resistência máxima da junta. De modo a facilitar a comparação visual, foi elaborado o gráfico da Figura 97, onde constam os valores de $P_{m\acute{a}x}$, de cada adesivo para cada L_0 associado, tanto numérico como experimental, sendo representado o desvio padrão associado ao trabalho experimental.

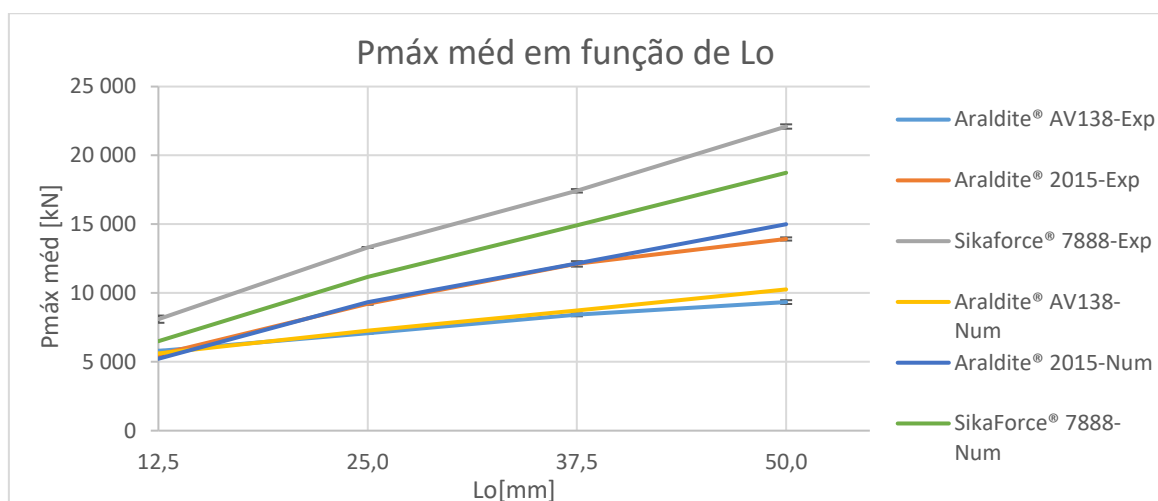


Figura 97 - Comparação entre os valores experimentais e numéricos de $P_{máx}$ em função do adesivo e L_0

Analisando o gráfico da Figura 97 acima representado, pode-se concluir que os valores obtidos por MDC e experimentais relativamente a $P_{máx}$ apresentam valores bastante concordantes para as juntas de Araldite® 2015 e Araldite® AV138. No caso das juntas de SikaForce® 7888, os valores obtidos pelo método numérico são bastante inferiores aos valores experimentais. Contudo a diferença é praticamente constante para todos os comprimentos de sobreposição.

Verificou-se um erro máximo de 9,8% para o adesivo Araldite® AV138, 7,7% para o adesivo Araldite® 2015 e, por último, 19,7% para o adesivo SikaForce® 7888. Assim, é possível concluir que o método numérico utilizado é bastante preciso para adesivos frágeis e moderadamente preciso para adesivos dúcteis.

A menor precisão para o SikaForce® 7888 deve-se a elevada plasticidade deste adesivo, tornando desajustado a utilização de leis coesivas triangulares. No caso de adesivos mais dúcteis como o SikaForce® 7888 é mais adequado aplicar a lei trapezoidal [63].

Contudo, apesar de a lei aplicada não ser a ideal para a totalidade dos adesivos escolhidos, esta permite obter uma noção geral do comportamento das juntas adesivas.

CONCLUSÕES

4 CONCLUSÕES E PROPOSTAS DE TRABALHOS FUTUROS

Esta dissertação teve como objetivo o estudo de métodos de discretização avançada para a previsão da resistência estática de juntas adesivas. Para o estudo foram consideradas JSS com substratos de alumínio, 4 comprimentos de sobreposição diferentes e foram selecionados 3 adesivos, Araldite®AV138, Araldite®2015 e SikaForce®7888, com o intuito de reunir os diferentes tipos de comportamentos de junta.

Para termo de comparação com os valores obtidos através dos métodos em estudo, foram utilizados dados de um trabalho experimental anterior, onde foram fabricadas e simuladas todas as juntas de modo a obter os valores práticos para cada um dos casos.

Inicialmente foram cálculos os valores das tensões de corte, de arrancamento e cargas máximas através do método MEF, método já validado e bastante estudado. Este demonstrou se mais uma vez bastante preciso no que toca a distribuição de tensões de corte e arrancamento, apresentando, contudo, uma grande diferença no P_{max} uma vez este não contempla a plasticidade dos adesivos. Por isso os resultados obtidos foram, 47% inferiores para a Araldite®AV138 (adesivo menos dúctil) e L_0 de 12,5 mm e de 82% para o SikaForce®7888 (adesivo mais dúctil) e L_0 de 50 mm, uma vez que a medida que aumenta a ductilidade de um adesivo e o L_0 mais este plastifica, afastando-se assim dos resultados previstos com o MEF.

De seguida foi utilizado o método do RPIM e este demonstrou apresentar resultados bastante próximos do método MEF uma vez que a diferença entre os dois para o L_0 de 12,5 mm ronda o 1%, para o L_0 de 25 mm apresentam resultados praticamente iguais e para os comprimentos de sobreposição maiores apesar de esta diferença aumentar, não ultrapassando os 4% para um L_0 de 50 mm, sendo que o valor mais próximo do experimental é o do RPIM. Posto isto este método, similarmente ao MEF apresenta excelentes resultados na previsão de tensões de corte e arrancamento máximas em regime elástico e débil na obtenção do P_{max} da junta, pelos mesmos motivos referidos anteriormente.

Por fim foi utilizado o modelo de dano coesivo seguindo o modelo de dano triangular, este demonstrou-se bastante mais preciso do que os anteriores uma vez que já contempla a plasticidade dos materiais. Apresenta valores de erro na casa dos 10% para

a Araldite®Av138, 7% para a Araldite®2015 e de 20% para o SikaForce®7888. O facto de o erro no caso do SikaForce®7888 aumentar para o dobro, deve-se a este ser um adesivo bastante dúctil e o seu comportamento se aproxima mais de uma lei trapezoidal do que da triangular.

Como sugestão de trabalhos futuros, sugere-se que no caso de utilização do método RPIM a aproximação ao $P_{máx}$ não seja de forma linear, mas sim através de funções que respeitem a plasticidade de cada adesivo. E para o caso da utilização de MEF com o MDC em adesivos de elevada ductilidade a utilização da lei trapezoidal em vez da triangular.

REFERÊNCIAS

5 REFERÊNCIAS

1. Adams, R.D., *Adhesive bonding: science, technology and applications*. 2005: Elsevier.
2. Schindel-Bidinelli, E.H. and H. Jossi, *Pratique du collage industriel*. 1992: Tec & Doc-Lavoisier.
3. Petrie, E.M., *Handbook of adhesives and sealants*. 2000.
4. Pinto, A.M.G., *Ligações adesivas entre materiais poliméricos com e sem alteração superficial dos substratos*. 2007.
5. Da Silva, L.F., A. Öchsner, and R.D. Adams, *Handbook of adhesion technology*. 2011: Springer Science & Business Media.
6. da Silva, L.F.M., A.G. de Magalhaes, and M.F.S. de Moura, *Juntas adesivas estruturais*. 2007: Publindustria.
7. Cognard, P., *Handbook of adhesives and sealants: basic concepts and high tech bonding*. Vol. 1. 2005: Elsevier.
8. Pocius, A.V. and D.A. Dillard, *Adhesion science and engineering: surfaces, chemistry and applications*. 2002: Elsevier.
9. Su, N., et al., *The effects of ageing and environment on the fatigue life of adhesive joints*. 1992. **12**(2): p. 85-93.
10. A., E. *Advanced Composite Materials For Automotive Applications*. 10/2019]; Available from: <http://windomhillplace.com/manitoba/advanced-composite-materials-for-automotive-applications-pdf.php>.
11. Higashi, C., et al., *Planejamento estético em dentes anteriores*. 2006: p. 139-54.
12. Chaves, F.J., et al., *Fracture mechanics tests in adhesively bonded joints: a literature review*. 2014. **90**(12): p. 955-992.
13. Volkersen, O., *Die nietkraftverteilung in zubeanspruchten nietverbindungen konstanten loschonquerschnitten*. Luftfahrtforschung 15, 1938: p. 41-47.
14. Adams, R.D. and N.A. Peppiatt, *Stress analysis of adhesive-bonded lap joints*. The Journal of Strain Analysis for Engineering Design, 1974. **9**(3): p. 185-196.
15. Harris, J.A. and R.A. Adams, *Strength prediction of bonded single lap joints by non-linear finite element methods*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 1984. **4**(2): p. 65-78.

16. Curiel Sosa, J.L. and N. Karapurath, *Delamination modelling of GLARE using the extended finite element method*. Composites Science and Technology, 2012. **72**(7): p. 788-791.
17. Adams, R.D., J. Comyn, and W.C. Wake, *Structural adhesive joints in engineering*. 2nd ed. 1997, London: Chapman & Hall.
18. Panigrahi, S.K. and B. Pradhan, *Three Dimensional Failure Analysis and Damage Propagation Behavior of Adhesively Bonded Single Lap Joints in Laminated FRP Composites*. Journal of Reinforced Plastics and Composites, 2007. **26**(2): p. 183-201.
19. da Silva, L.F.M., A.G. de Magalhães, and M.F.S.F. de Moura, *Juntas Adesivas Estruturais*. Vol. Edições Técnicas. 2007, Porto: Publindústria.
20. Griffith, A.A., *The Phenomena of Rupture and Flow in Solids*. Philosophical Transactions of the Royal Society of London A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences, 1921. **221**(582-593): p. 163-198.
21. 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.
22. Hutchinson, J., *Plastic stress and strain fields at a crack tip*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1968. **16**(5): p. 337-342.
23. 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.
24. Fernlund, G. and J.K. Spelt, *Failure load prediction of structural adhesive joints*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 1991. **11**(4): p. 221-227.
25. Barenblatt, G.I., *The formation of equilibrium cracks during brittle fracture. General ideas and hypotheses. Axially-symmetric cracks*. Journal of Applied Mathematics and Mechanics, 1959. **23**(3): p. 622-636.
26. Dugdale, D.S., *Yielding of steel sheets containing slits*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1960. **8**(2): p. 100-104.
27. Duan, K., X. Hu, and Y.-W. Mai, *Substrate constraint and adhesive thickness effects on fracture toughness of adhesive joints*. Journal of Adhesion Science and Technology, 2004. **18**(1): p. 39-53.
28. da Silva, L.F.M. and R.D.S.G. Campilho, *Advances in Numerical Modeling of Adhesive Joints*. 2011: Springer.
29. Ji, G., et al., *Effects of adhesive thickness on global and local Mode-I interfacial fracture of bonded joints*. International Journal of Solids and Structures, 2010. **47**(18-19): p. 2445-2458.
30. Turon, A., et al., *Simulation of delamination in composites under high-cycle fatigue*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2007. **38**(11): p. 2270-2282.

31. Kafkalidis, M.S. and M.D. Thouless, *The effects of geometry and material properties on the fracture of single lap-shear joints*. International Journal of Solids and Structures, 2002. **39**(17): p. 4367-4383.
32. Yang, Q.D. and M.D. Thouless, *Mixed-mode fracture analyses of plastically-deforming adhesive joints*. International Journal of Fracture, 2001. **110**(2): p. 175-187.
33. Banea, M.D., L.F.M.d. Silva, and R.D.S.G. Campilho, *Effect of Temperature on Tensile Strength and Mode I Fracture Toughness of a High Temperature Epoxy Adhesive*. Journal of Adhesion Science and Technology, 2012. **26**(7): p. 939-953.
34. Allix, O. and A. Corigliano, *Modeling and simulation of crack propagation in mixed-modes interlaminar fracture specimens*. International Journal of Fracture, 1996. **77**(2): p. 111-140.
35. Alfano, G. and M.A. Crisfield, *Finite element interface models for the delamination analysis of laminated composites: mechanical and computational issues*. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 2001. **50**(7): p. 1701-1736.
36. Chandra, N., et al., *Some issues in the application of cohesive zone models for metal–ceramic interfaces*. International Journal of Solids and Structures, 2002. **39**(10): p. 2827-2855.
37. 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.
38. Pinto, A.M.G., et al., *Single-Lap Joints of Similar and Dissimilar Adherends Bonded with an Acrylic Adhesive*. The Journal of Adhesion, 2009. **85**(6): p. 351-376.
39. Liljedahl, C.D.M., et al., *Damage modelling of adhesively bonded joints*. International Journal of Fracture, 2006. **141**(1-2): p. 147-161.
40. de Moura, M., et al., *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.
41. Campilho, R.D.S.G., M.F.S.F. de Moura, and J.J.M.S. Domingues, *Stress and failure analyses of scarf repaired CFRP laminates using a cohesive damage model*. Journal of Adhesion Science and Technology, 2007. **21**(9): p. 855-870.
42. Campilho, R.D.S.G., M.F.S.F. de Moura, and J.J.M.S. Domingues, *Using a cohesive damage model to predict the tensile behaviour of CFRP single-strap repairs*. International Journal of Solids and Structures, 2008. **45**(5): p. 1497-1512.
43. de Moura, M.F.S.F., R.D.S.G. Campilho, and J.P.M. Gonçalves, *Crack equivalent concept applied to the fracture characterization of bonded joints under pure mode I loading*. Composites Science and Technology, 2008. **68**(10–11): p. 2224-2230.
44. de Moura, M.F.S.F., R.D.S.G. Campilho, and J.P.M. Gonçalves, *Pure mode II fracture characterization of composite bonded joints*. International Journal of Solids and Structures, 2009. **46**(6): p. 1589-1595.

45. Carlberger, T. and U. Stigh, *Influence of Layer Thickness on Cohesive Properties of an Epoxy-Based Adhesive—An Experimental Study*. The Journal of Adhesion, 2010. **86**(8): p. 816-835.
46. Jung Lee, M., et al., *Determination of cohesive parameters for a mixed-mode cohesive zone model*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2010. **30**(5): p. 322-328.
47. Zhu, Y., K.M. Liechti, and K. Ravi-Chandar, *Direct extraction of rate-dependent traction–separation laws for polyurea/steel interfaces*. International Journal of Solids and Structures, 2009. **46**(1): p. 31-51.
48. Pandya, K.C. and J.G. Williams, *Measurement of cohesive zone parameters in tough polyethylene*. Polymer Engineering & Science, 2000. **40**(8): p. 1765-1776.
49. Chai, H., *Experimental evaluation of mixed-mode fracture in adhesive bonds*. Experimental Mechanics, 1992. **32**(4): p. 296-303.
50. Campilho, R.D.S.G., et al., *Modelling the tensile fracture behaviour of CFRP scarf repairs*. Composites Part B: Engineering, 2009. **40**(2): p. 149-157.
51. Campilho, R.D.S.G., et al., *Adherend thickness effect on the tensile fracture toughness of a structural adhesive using an optical data acquisition method*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2014. **53**: p. 15-22.
52. Stigh, U., et al., *Some aspects of cohesive models and modelling with special application to strength of adhesive layers*. International Journal of Fracture, 2010. **165**(2): p. 149-162.
53. ASTM D3433-99, *Standard Test Method for Fracture Strength in Cleavage of Adhesives in Bonded Metal Joints*. 2012: ASTM International, West Conshohocken, PA, 2012.
54. Gustafson, P.A. and A.M. Waas, *The influence of adhesive constitutive parameters in cohesive zone finite element models of adhesively bonded joints*. International Journal of Solids and Structures, 2009. **46**(10): p. 2201-2215.
55. Yoshihara, H., *Mode II R-curve of wood measured by 4-ENF test*. Engineering Fracture Mechanics, 2004. **71**(13–14): p. 2065-2077.
56. Blackman, B.R.K., A.J. Brunner, and J.G. Williams, *Mode II fracture testing of composites: a new look at an old problem*. Engineering Fracture Mechanics, 2006. **73**(16): p. 2443-2455.
57. Leffler, K., K.S. Alfredsson, and U. Stigh, *Shear behaviour of adhesive layers*. International Journal of Solids and Structures, 2007. **44**(2): p. 530-545.
58. Andersson, T. and U. Stigh, *The stress–elongation relation for an adhesive layer loaded in peel using equilibrium of energetic forces*. International Journal of Solids and Structures, 2004. **41**(2): p. 413-434.
59. Pardoen, T., et al., *Constraint effects in adhesive joint fracture*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 2005. **53**(9): p. 1951-1983.
60. Flinn, B.D., et al., *Fracture Resistance Characteristics of a Metal-Toughened Ceramic*. Journal of the American Ceramic Society, 1993. **76**(2): p. 369-375.

61. Mello, A.W. and K.M. Liechti, *The Effect of Self-Assembled Monolayers on Interfacial Fracture*. Journal of Applied Mechanics, 2004. **73**(5): p. 860-870.
62. Li, S., et al., *Use of a cohesive-zone model to analyze the fracture of a fiber-reinforced polymer–matrix composite*. Composites Science and Technology, 2005. **65**(3–4): p. 537-549.
63. Campilho, R.D., et al., *Modelling adhesive joints with cohesive zone models: effect of the cohesive law shape of the adhesive layer*. 2013. **44**: p. 48-56.
64. Daudeville, L. and P. Ladevèze, *A damage mechanics tool for laminate delamination*. Composite Structures, 1993. **25**(1–4): p. 547-555.
65. Khoramishad, H., et al., *Predicting fatigue damage in adhesively bonded joints using a cohesive zone model*. International Journal of Fatigue, 2010. **32**(7): p. 1146-1158.
66. Kattan, P.I. and G.Z. Voyiadjis, *Damage Mechanics with Finite Elements: Practical Applications with Computer Tools*. 2001: Springer Berlin Heidelberg.
67. Raghavan, P. and S. Ghosh, *A continuum damage mechanics model for unidirectional composites undergoing interfacial debonding*. Mechanics of Materials, 2005. **37**(9): p. 955-979.
68. Wahab, M.M.A., et al., *Prediction of fatigue thresholds in adhesively bonded joints using damage mechanics and fracture mechanics*. Journal of Adhesion Science and Technology, 2001. **15**(7): p. 763-781.
69. Imanaka, M., et al., *Fatigue damage evaluation of adhesively bonded butt joints with a rubber-modified epoxy adhesive*. Journal of Adhesion Science and Technology, 2003. **17**(7): p. 981-994.
70. Shenoy, V., et al., *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.
71. Hua, Y., et al., *Continuum damage modelling of environmental degradation in joints bonded with EA9321 epoxy adhesive*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2008. **28**(6): p. 302-313.
72. Chen, Z., R.D. Adams, and L.F.M. da Silva, *Prediction of crack initiation and propagation of adhesive lap joints using an energy failure criterion*. Engineering Fracture Mechanics, 2011. **78**(6): p. 990-1007.
73. Mohammadi, S., *Extended Finite Element Method: for Fracture Analysis of Structures*. 2008: Wiley.
74. Belytschko, T. and T. Black, *Elastic crack growth in finite elements with minimal remeshing*. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 1999. **45**(5): p. 601-620.
75. Moës, N., J. Dolbow, and T. Belytschko, *A finite element method for crack growth without remeshing*. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 1999. **46**(1): p. 131-150.
76. Abaqus®, *Documentation. D. Systèmes*. 2013: Vélizy-Villacoublay.

77. Campilho, R.D.S.G., et al., *eXtended Finite Element Method for fracture characterization of adhesive joints in pure mode I*. Computational Materials Science, 2011. **50**(4): p. 1543-1549.
78. de Noronha, J.P.M.C., *The numerical analysis of airplane windshields due to bird strike: a static study*. 2016.
79. Moreira, S., et al., *Análise de vigas laminadas utilizando o natural neighbour radial point interpolation method*. 2014. **30**(2): p. 108-120.
80. Wang, J., G.J.C.m.i.a.m. Liu, and engineering, *On the optimal shape parameters of radial basis functions used for 2-D meshless methods*. 2002. **191**(23-24): p. 2611-2630.
81. Wang, J. and G.J.I.J.f.N.M.i.E. Liu, *A point interpolation meshless method based on radial basis functions*. 2002. **54**(11): p. 1623-1648.
82. Dinis, L., et al., *Large deformation applications with the radial natural neighbours interpolators*. 2009. **44**(1): p. 1.
83. Belinha, J.J.B.T.R.A., *Meshless methods in biomechanics*. 2014.
84. Dinis, L., R.N. Jorge, and J.J.E.A.w.B.E. Belinha, *Analysis of plates and laminates using the natural neighbour radial point interpolation method*. 2008. **32**(3): p. 267-279.
85. Tu, W., P. Wen, and F.J.C.M.S. Guild, *Multi-region mesh free method for Comeld™ joints*. 2010. **48**(3): p. 481-489.
86. Bodjona, K. and L.J.C.S. Lessard, *Nonlinear static analysis of a composite bonded/bolted single-lap joint using the meshfree radial point interpolation method*. 2015. **134**: p. 1024-1035.
87. Sousa, C.C.R.G.d., *Comparação de técnicas analíticas e numéricas para previsão de resistência de juntas adesivas de sobreposição simples*. 2016, Tese de Mestrado em Engenharia Mecânica. Instituto Superior de Engenharia do Porto.
88. Campilho, R.D., et al., *Strength prediction of single-and double-lap joints by standard and extended finite element modelling*. 2011. **31**(5): p. 363-372.
89. Neto, J., et al., *Parametric study of adhesive joints with composites*. 2012. **37**: p. 96-101.
90. Campilho, R., et al., *Strength improvement of adhesively-bonded joints using a reverse-bent geometry*. 2011. **25**(18): p. 2351-2368.
91. Neto, J.A.B.P., *Estudo paramétrico de junats adesivas em material compósito*. 2011.
92. Goland, M. and E. Reissner, *The stresses in cemented joints*. Journal of Applied Mechanics., 1944. **66**: p. A17-27.
93. Hart-Smith, L.J., *"Adhesive-Bonded Single-Lap Joints"*, NASA CR-112236. January, 1973.

94. Adams, R.D., J. Comyn, and W.C. Wake, *“Structural adhesive joints in engineering”*. 1997, London: Chapman & Hall.
95. Radice, J., J.J.C.s. Vinson, and technology, *On the use of quasi-dynamic modeling for composite material structures: analysis of adhesively bonded joints with midplane asymmetry and transverse shear deformation*. 2006. **66**(14): p. 2528-2547.
96. Taib, A.A., et al., *Bonded joints with composite adherends. Part II. Finite element analysis of joggle lap joints*. 2006. **26**(4): p. 237-248.
97. Campilho, R.D., M. De Moura, and J. Domingues, *Modelling single and double-lap repairs on composite materials*. Composites Science and Technology, 2005. **65**(13): p. 1948-1958.
98. Pinto, A.M.G., et al., *Single-lap joints of similar and dissimilar adherends bonded with an acrylic adhesive*. The Journal of Adhesion, 2009. **85**(6): p. 351-376.
99. Kafkalidis, M. and M. Thouless, *The effects of geometry and material properties on the fracture of single lap-shear joints*. International Journal of Solids and Structures, 2002. **39**(17): p. 4367-4383.
100. Liljedahl, C., et al., *Damage modelling of adhesively bonded joints*. International journal of fracture, 2006. **141**(1-2): p. 147-161.
101. Chen, X., *Numerical Study of Stable Tearing Crack Growth Events Using the Cohesive Zone Model Approach*. 2013.
102. Jousset, P. and M. Rachik, *Comparison and evaluation of two types of cohesive zone models for the finite element analysis of fracture propagation in industrial bonded structures*. Engineering Fracture Mechanics, 2014. **132**: p. 48-69.
103. Campilho, R.D., M. De Moura, and J. Domingues, *Using a cohesive damage model to predict the tensile behaviour of CFRP single-strap repairs*. International Journal of Solids and Structures, 2008. **45**(5): p. 1497-1512.
104. Neto, J., R.D. Campilho, and L. Da Silva, *Parametric study of adhesive joints with composites*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2012. **37**: p. 96-101.
105. Da Silva, L.F. and R.D. Campilho, *Advances in numerical modelling of adhesive joints*. 2012: Springer.
106. Pocius, A.V., *“Adhesion and Adhesives Technology, An introduction, 2nd Edition*. 2002, Munique: Hanser.
107. Högberg, J.L. and U. Stigh, *Specimen proposals for mixed mode testing of adhesive layer*. Engineering Fracture Mechanics, 2006. **73**(16): p. 2541-2556.
108. Campilho, R., et al., *Strength improvement of adhesively-bonded joints using a reverse-bent geometry*. Journal of Adhesion Science and Technology, 2011. **25**(18): p. 2351-2368.
109. Campilho, R.D., et al., *Strength prediction of single-and double-lap joints by standard and extended finite element modelling*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2011. **31**(5): p. 363-372.

-
110. De Moura, M., et al., *Cohesive and continuum mixed-mode damage models applied to the simulation of the mechanical behaviour of bonded joints*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2008. **28**(8): p. 419-426.
 111. Marques, E. and L.F. da Silva, *Joint strength optimization of adhesively bonded patches*. The Journal of Adhesion, 2008. **84**(11): p. 915-934.
 112. Campilho, R., et al., *Fracture toughness determination of adhesive and co-cured joints in natural fibre composites*. 2013. **50**: p. 120-126.