



Validação do método de discretização avancada Natural Neighbour Radial Point Interpolation Method para a previsão de resistência de juntas adesivas

BRUNO FILIPE PINHO RESENDE

novembro de 2017

**VALIDAÇÃO DO MÉTODO DE DISCRETIZAÇÃO AVANÇADA
NATURAL NEIGHBOUR RADIAL POINT INTERPOLATION
METHOD PARA A PREVISÃO DE RESISTÊNCIA DE JUNTAS
ADESIVAS**

Bruno Filipe Pinho Resende

1110847

2017

Instituto Superior de Engenharia do Porto

Departamento de Engenharia Mecânica



**VALIDAÇÃO DO MÉTODO DE DISCRETIZAÇÃO AVANÇADA
NATURAL NEIGHBOUR RADIAL POINT INTERPOLATION
METHOD PARA A PREVISÃO DE RESISTÊNCIA DE JUNTAS
ADESIVAS**

Bruno Filipe Pinho Resende

1110847

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.

2017

Instituto Superior de Engenharia do Porto

Departamento de Engenharia Mecânica



JÚRI

Presidente

Doutor Manuel Jorge Dores de Castro

Professor Adjunto, ISEP

Orientador

Doutor Raul Duarte Salgueiral Gomes Campilho

Professor Adjunto, ISEP

Coorientador

Doutor Jorge Américo Oliveira Pinto Belinha

Professor Auxiliar Convidado, FEUP

Arguente

Doutor Eduardo André de Sousa Marques

Investigador, FEUP

AGRADECIMENTOS

O meu sincero agradecimento aos meus orientadores, Engenheiro Raul Duarte Salgueiral Gomes Campilho e Engenheiro Jorge Américo Oliveira Pinto Belinha, pela disponibilidade e dedicação que apresentaram ao longo da realização deste trabalho. Foram duas pessoas que sempre que necessitei de ajuda, mostraram grande disponibilidade, duas pessoas cruciais para a realização com sucesso deste trabalho. Um agradecimento ao Instituto Superior de Engenharia do Porto pela oportunidade concedida para a realização deste trabalho.

Por último, mas não menos importante, um agradecimento aos meus pais, ao meu irmão, à minha namorada e aos meus amigos pelo apoio e pelo incentivo que demonstraram durante este período de tempo, um apoio fundamental para alcançar com sucesso os meus objetivos académicos.

PALAVRAS CHAVE

Adesivos, Juntas de sobreposição simples; Métodos numéricos, Elementos Finitos, Métodos sem malha, Métodos analíticos, NNRPIM.

RESUMO

As juntas adesivas, devido aos seus atributos, têm vindo a ter um crescimento bastante significativo na indústria. Estes tipos de ligações apresentam inúmeras vantagens relativamente às ligações mecânicas mais tradicionais, como baixo peso, maior resistência, fiabilidade, possibilidade de unir diferentes materiais, rapidez no fabrico, possibilidade de automatização e distribuições de tensões mais uniformes. Contudo, também apresentam as suas desvantagens, na maior parte dos casos, impossibilidade de desmontagem, fraca resistência ao arrancamento e eventual necessidade de cura a elevadas temperaturas. O comportamento de uma ligação adesiva é condicionado por diferentes variáveis, como por exemplo o tipo de adesivo, o tipo de substrato e respetivas dimensões deste. Relativamente à sua natureza, os adesivos variam de frágeis e rígidos como por exemplo o Araldite® AV138, a dúcteis e menos rígidos, como o caso do adesivo Araldite® 2015. Para além dos mencionados, existem os adesivos de poliuretano que combinam uma elevada resistência e ductilidade, como por exemplo o adesivo SikaForce® 7752. Para a análise de juntas adesivas está a ser cada vez mais utilizado o método de elementos finitos (MEF) que, combinado com critérios ou modelos de dano mais ou menos complexos, pode revelar-se como uma ferramenta fundamental para o projeto de ligações adesivas. Por outro lado, os métodos sem malha emergiram recentemente e têm sido aplicados com sucesso à previsão de resistência de estruturas em geral. No entanto, estes métodos estão muito pouco estudados para a modelação de juntas adesivas.

O principal objetivo desta dissertação é a comparação do MEF com o método *Natural Neighbour Radial Point Interpolation Method* (NNRPIM), considerando diferentes comportamentos de adesivos e geometria de juntas, de forma a validar uma ferramenta que possa ser utilizada de forma universal para dimensionamento. Para este efeito, foram testadas juntas de sobreposição simples (JSS) com os adesivos Araldite® AV138, Araldite® 2015 e SikaForce® 7752 e diferentes comprimentos de sobreposição (L_0). A validação foi realizada por comparação direta dos resultados experimentais obtidos nos ensaios, realizados no Laboratório de Ensaio Mecânicos do Instituto Superior de Engenharia do Porto, com os valores numéricos obtidos com recurso a dois *softwares*, o ABAQUS® e o FEMAS.

Concluiu-se que o NNRPIM apresenta alguns problemas associados à necessidade de malhas extremamente refinadas, que levaram a previsões grosseiras das distribuições de tensões. No entanto, as previsões de resistência foram razoáveis comparativamente ao MEF.

KEYWORDS

Adhesives, Single-lap joints; Numerical methods, Finite Elements, Meshless methods, Analytical methods, NNRPIM.

ABSTRACT

Adhesive joints, due to their attributes, have experienced a quite significant growth in the industry. These joints present several advantages over traditional mechanical joints, such as the low weight, higher strength, reliability, the possibility of joining different materials, manufacturing speed, possibility of automation and a more uniform stress distribution. However, it also has as its disadvantages, in most cases, impossibility of disassembly, poor peel strength and the possible need for curing at high temperatures. The behaviour of an adhesive bond depends on different variables, such as the type of adhesive, the type of substrate and its dimensions. Regarding their nature, the adhesives range from brittle and stiff, such as the Araldite® AV138, to ductile and less stiff such as the Araldite® 2015. In addition to these, there are polyurethane adhesives that combine high strength and ductility, such as the SikaForce® 7752. For the analysis of adhesive joints, the finite element method (FEM) is being increasingly used which, combined with more or less complex criteria or damage models, can prove to be a fundamental basis for the design of adhesive bonds. On the other hand, meshless methods emerged recently and have been successfully applied for the strength prediction of structures in general. However, these methods are little studied to model adhesive joints.

The main objective of this thesis is the comparison between the FEM and the Natural Neighbour Radial Point Interpolation Method (NNRPIM), considering different adhesive behaviours and joint geometries, in order to validate a tool that can be used universally for design. For this purpose, single-lap joints (SLJ) with the adhesives Araldite® AV138, Araldite® 2015 and SikaForce® 7752 and different overlap lengths (L_0) are tested. The validation was performed by direct comparison of the experimental results obtained in the tests, performed in the Laboratory of Mechanical Tests of ISEP-School of Engineering, with the numerical values obtained in ABAQUS® and FEMAS.

It was concluded that the NNRPIM presents some problems associated with the need for extremely refined meshes, which led to gross predictions of the stress distributions. However, the strength predictions were reasonable compared to the MEF.

LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS

Carateres romanos

E – Módulo de Young

G – Módulo de corte

G_{IC} – Tenacidade à tração

G_{IIC} – Tenacidade ao corte

L_O – Comprimento de sobreposição

L_T – Comprimento total dos provetes

$P_{máx}$ – Força máxima

t_A – Espessura do adesivo

t_n^0 – Resistência coesiva à tração

t_s^0 – Resistência coesiva ao corte

t_s – Espessura do substrato

b – Largura do substrato

L_{US} – Comprimento útil dos substratos

L_{UP} – Comprimento útil dos provetes

L_S – Comprimento dos substratos

L_C – Comprimento dos calços

Carateres Gregos

ν - Coeficiente de Poisson

δ - Deslocamento

δ_n^0 – Deslocamento correspondente à resistência à tração

δ_s^0 – Deslocamento correspondente à resistência ao corte

ε - Deformação

γ - Coeficiente para critério da mecânica da fratura

σ_γ – Tensões de arrancamento

τ_{xy} – Tensões de corte

Lista de Abreviaturas

2D – Duas dimensões

3D – Três dimensões

CTCM – Critério da tensão de corte máxima

CTNM – Critério da tensão normal máxima

DEM – *Diffuse Element Method*

EF – Elementos Finitos

EFGM – *Element Free Galerkin Method*

FBR – Funções de base radial

JSS – Junta de sobreposição simples

MDC – Modelo do dano coesivo

MEF – Método de Elementos Finitos

MEFE – Método de elementos finitos estendido

MFLE – Mecânica da fratura linear elástica

MLPG – *Meshless Local Petrov-Galerkin*

MLS – *Moving Least Square*

MQ – Multiquadrática

NNRPIM – *Natural Neighbour Radial Point Interpolation Method*

PIM – *Point Interpolation Method*

RKPM – *Reproducing Kernel Particle Method*

RPI – *Radial Point Interpolators*

RPIM – *Radial Point Interpolation Method*

SPH – *Smooth Particle Hydrodynamics Method*

ÍNDICE DE FIGURAS

FIGURA 1 - APLICAÇÃO DE ADESIVOS EM CARROS MODERNOS [2].....	7
FIGURA 2 - ALGUNS EXEMPLOS DE LIGAÇÕES ADESIVAS NOS AVIÕES [4].....	8
FIGURA 3 - PRINCIPAIS CONSTITUINTES DE UM SAPATO [5].	9
FIGURA 4 - TIPOS BÁSICOS DE CARREGAMENTO EM JUNTAS ADESIVAS. A) ESFORÇO DE COMPRESSÃO; B) ESFORÇO DE TRAÇÃO; C) ESFORÇO AO CORTE; D) ESFORÇO DE ARRANCAMENTO; E) ESFORÇO DE CLIVAGEM [1].....	10
FIGURA 5 - DISTRIBUIÇÃO DA TENSÃO NUMA JUNTA TOPO A TOPO SOB CARREGAMENTO AXIAL E SOB CARREGAMENTO NÃO AXIAL [1].	10
FIGURA 6 - DISTRIBUIÇÃO DA TENSÃO DE UMA JUNTA ADESIVA QUANDO SUJEITA A CORTE [1].....	11
FIGURA 7 – COMPORTAMENTO DE UMA JUNTA ADESIVA AO ARRANCAMENTO COM UM ADESIVO FRÁGIL E UM ADESIVO DÚCTIL [1].	12
FIGURA 8 - REPRESENTAÇÃO ESQUEMÁTICA DOS DIFERENTES MODOS DE ROTURA EM JSS [7].....	13
FIGURA 9 - TIPOS DE JUNTAS MAIS COMUNS [1].	13
FIGURA 10 - GEOMETRIA DA JUNTA TUBULAR [1].	14
FIGURA 11 - A) DOMÍNIO DO PROBLEMA COM OS LIMITES ESSENCIAIS E NATURAIS APLICADOS, B) DISCRETIZAÇÃO NODAL REGULAR E C) DISCRETIZAÇÃO NODAL IRREGULAR [62].	27
FIGURA 12 - A) TAMANHO FIXO DO DOMÍNIO DE INFLUÊNCIA CIRCULAR E B) TAMANHO VARIÁVEL DE DOMÍNIO DE INFLUÊNCIA CIRCULAR [62].....	28
FIGURA 13 – 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 [62].	30
FIGURA 14 - A) NÓS VIZINHOS DO NÓ N0, B) CÉLULA PROVISÓRIA DE VORONOI, C) CÉLULA DE VORONOI E D) DIAGRAMA DE VORONOI [62].	31
FIGURA 15 - DIAGRAMA DE VORONOI [62].....	33
FIGURA 16 - A) TECELAGEM DE DELAUNAY, B) TECELAGEM DELAUNAY COM PONTOS DE INTERSEÇÃO E PONTOS MÉDIOS, C) QUADRILÁTEROS E D) SUB – CÉLULAS [62].	34
FIGURA 17 - PONTO DE INTEGRAÇÃO INSERIDO EM UMA SUB - CÉLULA TRIANGULAR E QUADRANGULAR, RESPECTIVAMENTE [62].	34
FIGURA 18 - SUB - CÉLULAS QUADRILÁTERAS E TRIANGULARES COM MÚLTIPLOS PONTOS DE INTEGRAÇÃO [62].....	35

FIGURA 19-CURVAS TENSÃO-DEFORMAÇÃO Σ -E DA LIGA DE ALUMÍNIO AL6082 - T651 [88].	42
FIGURA 20-CURVAS Σ -E DE PROVETES MACIÇOS DO ADESIVO ARALDITE® AV138 [90].	42
FIGURA 21-CURVAS Σ -E DE PROVETES MACIÇOS DO ADESIVO ARALDITE® 2015 [90].	44
FIGURA 22-CURVAS Σ -E DE PROVETES MACIÇOS DE SIKAFORCE® 7752 [93].	45
FIGURA 23 - CONFIGURAÇÃO E DIMENSÕES DAS JSS.	46
FIGURA 24 - GRANALHADORA CIDBAST RT6S DO LEM (ISEP).	47
FIGURA 25 - PROCESSO DE GRANALHGEM DOS SUBSTRATOS.	48
FIGURA 26 - SUBSTRATOS APÓS LIMPEZA DA SUPERFÍCIE.	48
FIGURA 27 - FITA-COLA COM FIOS DE PESCA COLADA NOS SUBSTRATOS DE UM PROVETE.	49
FIGURA 28 - TIRAS DE TEFLON® ENTRE OS SUBSTRATOS E BARRA DE APOIO.	49
FIGURA 29 - PISTOLA DE ACIONAMENTO MANUAL PARA A APLICAÇÃO DO ADESIVO ARALDITE® 2015.	50
FIGURA 30 - PISTOLA DE AR COMPRIMIDO PARA APLICAÇÃO DO SIKAFORCE® 7752.	50
FIGURA 31 - PROVETE FIXO COM OS GRAMPOS DE FIXAÇÃO.	51
FIGURA 32 - ASPETO DE UM PROVETE APÓS REMOÇÃO DO EXCESSO DE ADESIVO.	51
FIGURA 33 - LOCALIZAÇÃO DOS CALÇOS NOS PROVETES.	52
FIGURA 34 - POSICIONAMENTO DE UM PROVETE NO ENSAIO DE TRAÇÃO.	53
FIGURA 35 – CURVAS P- Δ OBTIDAS EXPERIMENTALMENTE DO ENSAIO DE JSS 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.	54
FIGURA 36 - CURVAS P- Δ OBTIDAS EXPERIMENTALMENTE DO ENSAIO DE JSS 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.	54
FIGURA 37 - CURVAS P- Δ OBTIDAS EXPERIMENTALMENTE DO ENSAIO DE JSS COM O ADESIVO SIKAFORCE® 7752, PARA VALORES DE L_0 DE: A) 12,5 MM, B) 25 MM, C) 37,5 MM E D) 50 MM.	55
FIGURA 38 - 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.	56
FIGURA 39 - 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.	57
FIGURA 40 - SUPERFÍCIES DE ROTURA DE JSS ENSAIADAS COM O ADESIVO SIKAFORCE® 7752 PARA VALORES DE L_0 DE: A) 12,5 MM; B) 25 MM; C) 37,5 MM E D) 50 MM.	57
FIGURA 41 - $P_{MÁX MÉD}$ EM FUNÇÃO DE L_0 PARA CADA ADESIVO ENSAIADO EM JSS.	60
FIGURA 42 - ANÁLISE DE VOLKERSEN.	61
FIGURA 43 - DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES T_{XY} PELO MÉTODO DE VOLKERSEN PARA DOIS COMPRIMENTOS L_0 .	63

FIGURA 44 - COMPARAÇÃO ENTRE AS PREVISÕES DE $P_{MÁX}$ PELO MÉTODO DE VOLKERSEN E OS VALORES EXPERIMENTAIS, PARA OS TRÊS ADESIVOS.	63
FIGURA 45 - DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES T_{XY} PELO MÉTODO DE GOLAND E REISSNER.....	66
FIGURA 46 - COMPARAÇÃO ENTRE AS PREVISÕES DE $P_{MÁX}$ PELO MÉTODO DE GOLAND E REISSNER E OS VALORES EXPERIMENTAIS, PARA OS TRÊS ADESIVOS.....	66
FIGURA 47 - DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES Σ_Y PELO MÉTODO DE GOLAND E REISSNER.	68
FIGURA 48 - COMPARAÇÃO DOS VALORES $P_{MÁX}$ ATRAVÉS DO CRITÉRIO DE TENSÃO Σ_Y PELO MÉTODO DE GOLAND E REISSNER COM OS DADOS EXPERIMENTAIS, PARA OS TRÊS ADESIVOS.	69
FIGURA 49 - DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES T_{XY} PELO MÉTODO ELÁSTICO DE HART-SMITH.....	71
FIGURA 50 - COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS OBTIDOS ANALITICAMENTE DE $P_{MÁX}$ COM OS RESULTADOS OBTIDOS EXPERIMENTALMENTE, PARA OS TRÊS ADESIVOS.	71
FIGURA 51 - DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES Σ_Y PELO MÉTODO ELÁSTICO DE HART-SMITH ELÁSTICO.	73
FIGURA 52 - COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS $P_{MÁX}$ ATRAVÉS DO CRITÉRIO DE TENSÃO Σ_Y MÁXIMA PELO MÉTODO ELÁSTICO DE HART-SMITH ELÁSTICO COM OS RESULTADOS OBTIDOS EXPERIMENTALMENTE, PARA OS TRÊS ADESIVOS.....	74
FIGURA 53 - PROCESSO DE PLASTIFICAÇÃO NO MODELO DE HART-SMITH PLÁSTICO [99].	75
FIGURA 54 - COMPARAÇÃO ENTRE AS PREVISÕES DE $P_{MÁX}$ ATRAVÉS DO CRITÉRIO DA TENSÃO T_{XY} MÁXIMO PELO MÉTODO DE HART-SMITH PLÁSTICO E OS VALORES EXPERIMENTAIS, PARA OS TRÊS ADESIVOS.	76
FIGURA 55 - COMPARAÇÃO DE $P_{MÁX}$ ENTRE O MÉTODO DA CEDÊNCIA GENERALIZADA E OS RESULTADOS OBTIDOS EXPERIMENTALMENTE, PARA OS TRÊS ADESIVOS.	78
FIGURA 56 - ATRIBUIÇÃO DAS SECÇÕES DOS SUBSTRATOS E ADESIVO PARA ANÁLISE POR MDC NO ABAQUS®.	79
FIGURA 57 - JSS MODELADA NO ABAQUS®.....	79
FIGURA 58 - DESENHO 2D DE UMA JUNTA COM $L_0=12,5$ MM.	79
FIGURA 59 - DIFERENTES PARTIÇÕES NA SIMULAÇÃO DAS JUNTAS.	80
FIGURA 60 - DEFINIÇÃO DE INCREMENTOS PARA ANÁLISE.	81
FIGURA 61 - REPRESENTAÇÃO DAS CONDIÇÕES FRONTEIRA.....	81
FIGURA 62 - DETALHE DA MALHA DO MEF NA ZONA DE SOBREPOSIÇÃO.....	82
FIGURA 63 - DEFORMAÇÃO DE UMA JSS.....	82
FIGURA 64 - DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES Σ_Y A MEIO DA ESPESSURA DO ADESIVO ARALDITE® 2015 EM FUNÇÃO DE L_0	83
FIGURA 65 - DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES T_{XY} A MEIO DA ESPESSURA DO ADESIVO ARALDITE® 2015 EM FUNÇÃO DE L_0	84

FIGURA 66 - COMPARAÇÃO ENTRE AS PREVISÕES DE $P_{MÁX}$ ATRAVÉS DO CRITÉRIO DE TENSÃO DE CORTE MÁXIMO E OS VALORES EXPERIMENTAIS, PARA OS TRÊS ADESIVOS.	86
FIGURA 67 - COMPARAÇÃO ENTRE AS PREVISÕES DE $P_{MÁX}$ ATRAVÉS DO CRITÉRIO DE TENSÃO DE TRAÇÃO MÁXIMA E OS VALORES EXPERIMENTAIS, PARA OS TRÊS ADESIVOS.	87
FIGURA 68 - COMPARAÇÃO ENTRE AS PREVISÕES DE $P_{MÁX}$ ATRAVÉS DO CRITÉRIO DE DEFORMAÇÃO DE ROTURA AO CORTE E OS VALORES EXPERIMENTAIS, PARA OS TRÊS ADESIVOS.	89
FIGURA 69 - COMPARAÇÃO ENTRE AS PREVISÕES DE $P_{MÁX}$ ATRAVÉS DO CRITÉRIO DE DEFORMAÇÃO DE ROTURA À TRAÇÃO E OS VALORES EXPERIMENTAIS, PARA OS TRÊS ADESIVOS.	90
FIGURA 70 - MDC TRIANGULAR IMPLEMENTADO NO SOFTWARE ABAQUS®	91
FIGURA 71 - COMPARAÇÃO ENTRE AS CURVAS $P_{MÁX}$ MÉDIO- L_0 EXPERIMENTAIS E NUMÉRICAS PARA O ADESIVO ARALDITE® AV138 NAS JSS.	94
FIGURA 72 - COMPARAÇÃO ENTRE AS CURVAS $P_{MÁX}$ MÉDIO - L_0 EXPERIMENTAIS E NUMÉRICAS PARA O ADESIVO ARALDITE® 2015 NAS JSS.	95
FIGURA 73 - COMPARAÇÃO ENTRE AS CURVAS $P_{MÁX}$ MÉDIO - L_0 EXPERIMENTAIS E NUMÉRICAS PARA O ADESIVO SIKAFORCE® 7752 NAS JSS.	96
FIGURA 74 - PROGRAMA FEMAS.	97
FIGURA 75 - PARÂMETROS CONSIDERADOS NO MÓDULO 'MATER-STRUCTURE'.	97
FIGURA 76 - PROPRIEDADES DEFINIDAS PARA O SUBSTRATO NO MÓDULO 'MATER-MATERIAL'.	98
FIGURA 77 - CONSTRUÇÃO DA MALHA NO MÓDULO 'MESH-QUADRILATERAL'.	99
FIGURA 78 - MALHA FEMAS.	99
FIGURA 79 - MALHA FEMAS NA ZONA DO ADESIVO.	99
FIGURA 80 - COMANDO ONDE SE DEFINEM AS CONDIÇÕES FRONTEIRA E O DESLOCAMENTO NA JSS.	100
FIGURA 81 - COMANDO ONDE SE DEFINE A FORÇA APLICADA NA JSS.	100
FIGURA 82 – A) CONDIÇÕES FRONTEIRA E B) DESLOCAMENTO IMPOSTO.	100
FIGURA 83 - COMPARAÇÃO DAS TENSÕES DE CORTE NORMALIZADAS PARA O $L_0=12,5$ MM DO ADESIVO ARALDITE® 2015.	102
FIGURA 84 - COMPARAÇÃO DAS TENSÕES DE CORTE NORMALIZADAS PARA $L_0=12,5$ MM DO ADESIVO ARALDITE® AV138.	102
FIGURA 85 - COMPARAÇÃO DAS TENSÕES DE CORTE NORMALIZADAS PARA $L_0=12,5$ MM DO ADESIVO SIKAFORCE® 7752.	103
FIGURA 86 - COMPARAÇÃO DAS TENSÕES DE CORTE NORMALIZADAS PARA $L_0=50$ MM DO ADESIVO ARALDITE® 2015.	103
FIGURA 87 - COMPARAÇÃO DAS TENSÕES DE CORTE NORMALIZADAS PARA $L_0=50$ MM DO ADESIVO ARALDITE® AV138.	104

FIGURA 88 - COMPARAÇÃO DAS TENSÕES DE CORTE NORMALIZADAS PARA $L_0=50$ MM DO ADESIVO SIKAFORCE® 7752.	104
FIGURA 89 - COMPARAÇÃO DAS TENSÕES DE ARRANCAMENTO NORMALIZADAS PARA $L_0=12,5$ MM DO ADESIVO ARALDITE® 2015.	105
FIGURA 90 - COMPARAÇÃO DAS TENSÕES DE ARRANCAMENTO NORMALIZADAS PARA $L_0=12,5$ MM DO ADESIVO ARALDITE® AV138.	106
FIGURA 91 - COMPARAÇÃO DAS TENSÕES DE ARRANCAMENTO NORMALIZADAS PARA $L_0=12,5$ MM DO ADESIVO SIKAFORCE® 7752.	106
FIGURA 92 - COMPARAÇÃO DAS TENSÕES DE ARRANCAMENTO NORMALIZADAS PARA $L_0=50$ MM DO ADESIVO ARALDITE® 2015.	107
FIGURA 93 - COMPARAÇÃO DAS TENSÕES DE ARRANCAMENTO NORMALIZADAS PARA $L_0=50$ MM DO ADESIVO ARALDITE® AV138.	107
FIGURA 94 - COMPARAÇÃO DAS TENSÕES DE ARRANCAMENTO NORMALIZADAS PARA $L_0=50$ MM DO ADESIVO SIKAFORCE® 7752.	108
FIGURA 95 - COMPARAÇÃO DOS VALORES $P_{MÁX}$ OBTIDOS NO FEMAS COM A MALHA DO ABAQUS® COM OS DADOS EXPERIMENTAIS PELO CRITÉRIO DE TENSÃO DE CORTE MÁXIMO E PELO MEF, PARA OS TRÊS ADESIVOS.	109
FIGURA 96 - COMPARAÇÃO DOS VALORES $P_{MÁX}$ OBTIDOS NO FEMAS COM A MALHA CONSTRUÍDA NO FEMAS COM OS DADOS EXPERIMENTAIS PELO CRITÉRIO DE TENSÃO DE CORTE MÁXIMO E PELO MEF, PARA OS TRÊS ADESIVOS.	110
FIGURA 97 - COMPARAÇÃO DOS VALORES $P_{MÁX}$ OBTIDOS NO FEMAS COM A MALHA CONSTRUÍDA NO FEMAS, COM OS DADOS EXPERIMENTAIS PELO NNRPIM, PARA OS TRÊS ADESIVOS.	111
FIGURA 98 - COMPARAÇÃO DOS VALORES $P_{MÁX}$ OBTIDOS NO FEMAS E COM A MALHA CONSTRUÍDA NO FEMAS, COM OS DADOS EXPERIMENTAIS PELO CRITÉRIO DE TRAÇÃO MÁXIMA E PELO MEF, PARA OS TRÊS ADESIVOS.	112
FIGURA 99 - COMPARAÇÃO DOS VALORES $P_{MÁX}$ OBTIDOS NO FEMAS E COM A MALHA CONSTRUÍDA NO FEMAS, COM OS DADOS EXPERIMENTAIS PELO CRITÉRIO DE TRAÇÃO MÁXIMA E PELO MEF, PARA OS TRÊS ADESIVOS.	114
FIGURA 100 - COMPARAÇÃO DOS VALORES $P_{MÁX}$ OBTIDOS NO FEMAS E COM A MALHA CONSTRUÍDA NO FEMAS, COM OS DADOS EXPERIMENTAIS PELO CRITÉRIO DE TRAÇÃO MÁXIMA E PELO NNRPIM, PARA OS TRÊS ADESIVOS.	115

ÍNDICE DE TABELAS

TABELA 1 - CRITÉRIOS DE ROTURA TESTADOS POR DA SILVA ET AL. [51] EM VÁRIOS MODELOS ANALÍTICOS (T – TENSÃO DE CORTE, T_R – TENSÃO DE ROTURA AO CORTE, Σ – TENSÃO DE ARRANCAMENTO (PEEL), Σ_R – TENSÃO DE ROTURA, γ - DEFORMAÇÃO AO CORTE, γ_p – DEFORMAÇÃO PLÁSTICA AO CORTE, ε_E – DEFORMAÇÃO DE VON MISES EQUIVALENTE, ε_R – DEFORMAÇÃO DE ROTURA À TRAÇÃO, GY (GLOBAL YIELDING OU CEDÊNCIA GLOBAL NO ADESIVO) [51].....	25
TABELA 2-PROPRIEDADES MECÂNICAS DO ADESIVO ARALDITE® AV138 [91].	43
TABELA 3-PROPRIEDADES MECÂNICAS DO ADESIVO ARALDITE® 2015 [89].....	44
TABELA 4-PROPRIEDADES MECÂNICAS DO ADESIVO SIKAFORCE® 7752 [93].....	45
TABELA 5 - DIMENSÕES DOS PROVETES.....	46
TABELA 6 - VALORES DE $P_{MÁX MÉD}$, DESVIO PADRÃO E AUMENTO PERCENTUAL DE $P_{MÁX MÉD}$ PARA CADA VALOR DE L_0 DE JSS COM O ADESIVO ARALDITE® AV138.....	58
TABELA 7 - VALORES DE $P_{MÁX MÉD}$, DESVIO PADRÃO E AUMENTO PERCENTUAL DE $P_{MÁX MÉD}$ PARA CADA VALOR DE L_0 DE JSS COM O ADESIVO ARALDITE® 2015	59
TABELA 8 - VALORES DE $P_{MÁX MÉD}$, DESVIO PADRÃO E AUMENTO PERCENTUAL DE $P_{MÁX MÉD}$ PARA CADA VALOR DE L_0 DE JSS COM O ADESIVO SIKAFORCE® 7752	59
TABELA 9 - VALORES UTILIZADOS NOS MÉTODOS ANALÍTICOS.....	62
TABELA 10 - VALORES DE $P_{MÁX}$ OBTIDOS PELO MÉTODO DE VOLKERSEN	62
TABELA 11 - VALORES DE $P_{MÁX}$ OBTIDOS PELO MÉTODO DE GOLAND E REISSNER.....	65
TABELA 12 - VALORES DE $P_{MÁX}$ ATINGIDOS PELO CRITÉRIO DA TENSÃO Σ_Y MÁXIMA PELO MÉTODO DE GOLAND E REISSNER.....	68
TABELA 13 - VALORES DE $P_{MÁX}$ OBTIDOS PELO MODELO DE HART-SMITH ELÁSTICO.....	71
TABELA 14 - RESULTADOS DE $P_{MÁX}$ OBTIDOS ATRAVÉS DO CRITÉRIO DA TENSÃO Σ_Y MÁXIMO.....	73
TABELA 15 - VALORES DE $P_{MÁX}$ OBTIDOS PELO MÉTODO DE HART-SMITH PLÁSTICO [100].....	76
TABELA 16 - VALORES DE $P_{MÁX}$ OBTIDOS PELO MODELO DE CEDÊNCIA GENERALIZADA.....	77
TABELA 17 - VALORES DE $P_{MÁX}$ OBTIDOS PELO CRITÉRIO DE TENSÃO DE CORTE MÁXIMO.....	85
TABELA 18 - VALORES DE $P_{MÁX}$ OBTIDOS PELO CRITÉRIO DE TENSÃO DE TRAÇÃO MÁXIMA.....	86
TABELA 19 - VALORES DE $P_{MÁX}$ OBTIDOS PELO CRITÉRIO DE DEFORMAÇÃO DE ROTURA AO CORTE.....	88
TABELA 20 - VALORES DE $P_{MÁX}$ OBTIDOS PELO CRITÉRIO DE DEFORMAÇÃO DE ROTURA AO CORTE.....	89

TABELA 21 - PARÂMETROS COESIVOS EM TRAÇÃO E CORTE PARA UMA CAMADA DE ADESIVO ARALDITE® AV138 COM $T_A=0,2$ MM.....	93
TABELA 22 - PARÂMETROS COESIVOS EM TRAÇÃO E CORTE PARA UMA CAMADA DE ADESIVO ARALDITE® 2015 COM $T_A=0,2$ MM.	94
TABELA 23 - PARÂMETROS COESIVOS EM TRAÇÃO E CORTE PARA UMA CAMADA DE ADESIVO SIKAFORCE® 7752 COM $T_A=0,2$ MM.	94
TABELA 24 - VALORES DE $P_{MÁX}$ OBTIDOS NO FEMAS COM A MALHA DO ABAQUS® PELO CRITÉRIO DE TENSÃO DE CORTE MÁXIMO E PELO MEF, PARA OS TRÊS ADESIVOS.	108
TABELA 25 - VALORES DE $P_{MÁX}$ OBTIDOS NO FEMAS COM A MALHA CONSTRUÍDA NO FEMAS PELO CRITÉRIO DE TENSÃO DE CORTE MÁXIMO E PELO MEF, PARA OS TRÊS ADESIVOS.	110
TABELA 26 - VALORES DE $P_{MÁX}$ OBTIDOS NO FEMAS COM A MALHA CONSTRUÍDA NO FEMAS PELO CRITÉRIO DE TENSÃO DE CORTE MÁXIMO E PELO NNRPIM, PARA OS TRÊS ADESIVOS.....	111
TABELA 27 - VALORES DE $P_{MÁX}$ OBTIDOS NO FEMAS COM A MALHA DO ABAQUS® PELO CRITÉRIO DE TENSÃO DE TRAÇÃO MÁXIMA E PELO MEF, PARA OS TRÊS ADESIVOS.	112
TABELA 28 - VALORES DE $P_{MÁX}$ OBTIDOS NO FEMAS COM A MALHA DO FEMAS PELO CRITÉRIO DE TENSÃO DE TRAÇÃO MÁXIMA E PELO MEF, PARA OS TRÊS ADESIVOS.	113
TABELA 29 - VALORES DE $P_{MÁX}$ OBTIDOS NO FEMAS COM A MALHA DO FEMAS PELO CRITÉRIO DE TENSÃO DE TRAÇÃO MÁXIMA E PELO NNRPIM, PARA OS TRÊS ADESIVOS.....	114

ÍNDICE

1	INTRODUÇÃO	1
1.1	Contextualização	1
1.2	Objetivos	1
1.3	Organização do relatório	2
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	5
2.1	Ligações adesivas	5
2.1.1	Caracterização das juntas adesivas	5
2.1.2	Aplicações comuns das juntas adesivas	6
2.1.3	Esforços e modos de rotura em juntas adesivas	9
2.1.4	Configurações possíveis de junta	13
2.1.5	Adesivos estruturais	14
2.2	Previsão de resistência de juntas adesivas	18
2.2.1	Modelos analíticos	19
2.2.2	Métodos numéricos	19
2.2.2.1	Mecânica dos meios contínuos	19
2.2.2.2	Mecânica da fratura	20
2.2.2.3	Modelos de dano coesivo	21
2.2.2.4	Mecânica do dano	21
2.2.2.5	Método de Elementos Finitos Extendido	22
2.2.2.6	Métodos sem malha	22
2.2.3	Critérios de resistência	24
2.3	Formulação dos métodos sem malha	25
2.3.1	Procedimento genérico dos métodos sem malha	26
2.3.2	Formulação RPIM	27

2.3.2.1	Domínios de influência e conectividade nodal	28
2.3.2.2	Integração numérica	28
2.3.3	Formulação NNRPIM	30
2.3.3.1	Vizinhos naturais.....	31
2.3.3.2	Células de influência e conectividade nodal	32
2.3.3.3	Integração numérica	33
2.3.4	Funções de forma	35
3	DESENVOLVIMENTO	41
3.1	Trabalho experimental	41
3.1.1	Materiais utilizados	41
3.1.1.1	Substratos	41
3.1.1.2	Adesivos	42
3.1.1.2.1	Araldite® AV138	42
3.1.1.2.2	Araldite® 2015.....	43
3.1.1.2.3	Sikaforce 7752.....	45
3.1.2	Geometria das juntas	46
3.1.3	Processo de fabrico	47
3.1.4	Ensaio das juntas	52
3.1.5	Resultados obtidos	53
3.1.5.1	Curvas P- δ	53
3.1.5.2	Modos de rotura	56
3.1.5.3	Resistência das juntas	58
3.2	Previsão da resistência	60
3.2.1	Modelos analíticos	61
3.2.1.1	Modelo de Volkersen	61
3.2.1.2	Modelo de Goland & Reissner	64
3.2.1.3	Modelo de Hart-Smith elástico	70
3.2.1.4	Modelo de Hart-Smith plástico	75
3.2.1.5	Modelo de cedência generalizada	77

3.2.2	Modelos numéricos.....	78
3.2.2.1	Condições da análise numérica	78
3.2.2.2	Mecânica dos meios contínuos.....	82
3.2.2.3	Modelos de dano coesivo	90
3.2.2.3.1	Modelo de dano triangular	91
3.2.2.3.2	Determinação das propriedades de dano	92
3.2.2.3.3	Previsão de resistência.....	94
3.2.2.4	Modelos sem malha.....	96
3.2.2.4.1	Condições da análise numérica.....	96
3.2.2.4.2	Resultados obtidos.....	101
4	CONCLUSÕES.....	119
5	BIBLIOGRAFIA E OUTRAS FONTES DE INFORMAÇÃO.....	123

INTRODUÇÃO

1 INTRODUÇÃO

1.1 Contextualização

As juntas adesivas, devido aos seus atributos, têm vindo a ter um crescimento bastante significativo na indústria. Estes tipos de ligações apresentam inúmeras vantagens relativamente às ligações mecânicas mais tradicionais, como baixo peso, maior resistência, fiabilidade, possibilidade de unir diferentes materiais, rapidez no fabrico, possibilidade de automatização e distribuições de tensões mais uniformes. Contudo, também apresentam as suas desvantagens, na maior parte dos casos, impossibilidade de desmontagem, fraca resistência ao arrancamento e eventual necessidade de cura a elevadas temperaturas. O comportamento de uma ligação adesiva é condicionado por diferentes variáveis, como por exemplo o tipo de adesivo, o tipo de substrato e respetivas dimensões deste.

Relativamente à sua natureza, os adesivos variam de frágeis e rígidos como por exemplo o Araldite® AV138, a dúcteis e menos rígidos, como o caso do adesivo Araldite® 2015. Para além dos mencionados, existem os adesivos de poliuretano que combinam uma elevada resistência e ductilidade, como por exemplo o adesivo SikaForce® 7752. A resistência e ductilidade são dois dos principais fatores que influenciam a resistência de uma junta adesiva.

Para a análise de juntas adesivas está a ser cada vez mais utilizado o método de elementos finitos (MEF) que, combinado com critérios ou modelos de dano mais ou menos complexos, pode revelar-se como uma ferramenta fundamental para o projeto de ligações adesivas. Por outro lado, os métodos sem malha emergiram recentemente e têm sido aplicados com sucesso à previsão de resistência de estruturas em geral. No entanto, estes métodos estão muito pouco estudados para a modelação de juntas adesivas.

1.2 Objetivos

O principal objetivo desta dissertação é a comparação do MEF com o método *Natural Neighbour Radial Point Interpolation Method* (NNRPIM), considerando diferentes comportamentos de adesivos e geometria de juntas, de forma a validar uma ferramenta que possa ser utilizada de forma universal para dimensionamento. Para este efeito, foram testadas juntas de sobreposição simples (JSS) com os adesivos Araldite® AV138, Araldite® 2015 e SikaForce® 7752 e diferentes comprimentos de sobreposição (L_0).

A validação foi realizada por comparação direta dos resultados experimentais obtidos nos ensaios, realizados no Laboratório de Ensaios Mecânicos do Instituto Superior de Engenharia do Porto, com os valores numéricos obtidos com recurso a dois *softwares*, o ABAQUS® e o FEMAS.

1.3 Organização do relatório

Para uma melhor interpretação e análise do trabalho desenvolvido, esta dissertação foi dividida em 4 capítulos distintos.

No capítulo 1 foi enquadrado o trabalho realizado, definidos os objetivos e apresentada a organização do relatório.

O capítulo 2 consiste na revisão bibliográfica, que aborda os diferentes tipos de ligação, os diferentes tipos de juntas, os adesivos estruturais e aplicações mais comuns.

O capítulo 3 corresponde ao trabalho experimental realizado e também descreve os métodos analíticos bem como os métodos numéricos usados na dissertação. É neste capítulo que se aborda os *softwares* ABAQUS® e FEMAS.

No capítulo 4 são apresentadas as conclusões obtidas, assim como é realizada referência a possíveis trabalhos futuros.

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Ligações adesivas

As juntas adesivas são uma tecnologia que tem apresentado um grande crescimento ao longo dos tempos. Esta tecnologia tem vindo a solucionar problemas das técnicas mais tradicionais, nomeadamente das ligações por parafusos e por soldadura.

O projeto de ligações adesivas requer muitos cuidados na seleção do adesivo. Este processo deve obedecer a um conjunto de critérios definidos pela aplicação em vista. Geralmente os parâmetros mais importantes do adesivo a selecionar são a resistência mecânica, a temperatura de serviço, o meio ambiente e o método de aplicação [1].

2.1.1 Caracterização das juntas adesivas

As ligações adesivas consistem na união de dois corpos, geralmente conhecidos por substratos, através de um adesivo.

O adesivo pode ser definido como um material polimérico capaz de promover a união entre dois substratos e com capacidade de resistir à sua separação, pela ação combinada de diferentes forças, tais como forças adesivas e forças coesivas. Um adesivo é considerado estrutural quando este resiste a forças consideráveis permitindo a resistência ao corte da ligação exceda os 6,9 MPa.

O substrato é o material, corpo ou componente a ser ligado através de um adesivo. Depois da ligação, o substrato é frequentemente designado por aderente.

As ligações adesivas apresentam inúmeras vantagens, tornando-as cada vez mais procuradas na indústria. Entre estas estão [1]:

- A distribuição uniforme de tensões ao longo da largura da junta, permite à ligação uma boa rigidez e transmissão de carga, de maneira a possibilitar uma redução de peso e por consequência um menor custo;
- O amortecimento de vibrações permite que as tensões sejam absorvidas de forma parcial, o que aumenta a resistência à fadiga dos componentes ligados;
- A possibilidade de ligação de materiais distintos;
- Permitem ligar e vedar em simultâneo;
- Capacidade de ligar substratos sensíveis ao choque;
- Permitem a ligação de metais suscetíveis de desenvolver corrosão galvânica;
- Permitem obter estruturas com contornos regulares evitando furos e marcas devidas à soldadura;

- Globalmente conseguem reduzir custos uma vez que os projetos que envolvem ligações com adesivos tendem a apresentar um peso inferior e a ser mais económicos.

No entanto, existem também desvantagens ligadas a este tipo de ligações, tais como [1]:

- A necessidade de um projeto de ligação que permita a minimização das forças de arrancamento, impacto e clivagem;
- A necessidade de um tratamento das superfícies a ligar através de abrasão mecânica, desengorduramento com solvente, ataques químicos, primários, entre outros;
- A resistência e durabilidade da junta estão dependentes das suas condições de processamento;
- A durabilidade limitada em condições extremas de serviço, tais como o calor e a humidade, devido à natureza polimérica do adesivo;
- Difícil inspeção para a verificação da qualidade de ligação;
- Desmontagem difícil ou mesmo impossível;
- A ligação nem sempre é realizada instantaneamente, levando muitas vezes à utilização de ferramentas de fixação para manter as juntas na devida posição, o que pode aumentar o custo associado ao projeto.

2.1.2 Aplicações comuns das juntas adesivas

Atualmente, os adesivos são usados nas mais diversas indústrias, como na indústria automóvel, aeronáutica, calçado, aeroespacial, entre outras.

O ramo da indústria automóvel é um bom exemplo na aplicação destas ligações. Primeiramente, o uso das ligações adesivas era feito em componentes como os parabrisas e os vidros traseiros (Figura 1). Mais tarde, a preocupação de reduzir o peso do veículo, reduzir o consumo de combustível e aumentar a sua velocidade originou o recurso a materiais leves, como o alumínio e os plásticos reforçados com fibras. Sendo estes materiais difíceis de se unirem através dos métodos tradicionais, os adesivos vieram oferecer uma vantagem muito significativa [2].



Figura 1 - Aplicação de adesivos em carros modernos [2].

A indústria aeronáutica também começou a sentir a necessidade de estruturas mais leves, o que levou à utilização crescente das juntas adesivas com adesivos sintéticos (Figura 2). Este género de adesivos permite ligar diferentes tipos de materiais e com diferentes geometrias, levam a uma melhor resistência à fadiga e, para além de proporcionar estruturas mais leves, são bastantes económicos [3]. Todas estas vantagens tornam estes adesivos muito atrativos para esta indústria.

Os adesivos que apresentam na sua composição polímeros sintéticos foram modificados, formando um material dúctil e que permite a união de reforços nas chapas finas das asas dos aviões. Hoje em dia, também são modificados de maneira a promover a sua tenacidade. Devido à sua resistência à fadiga tornam-se também adequados na ligação das hélices dos helicópteros [3].

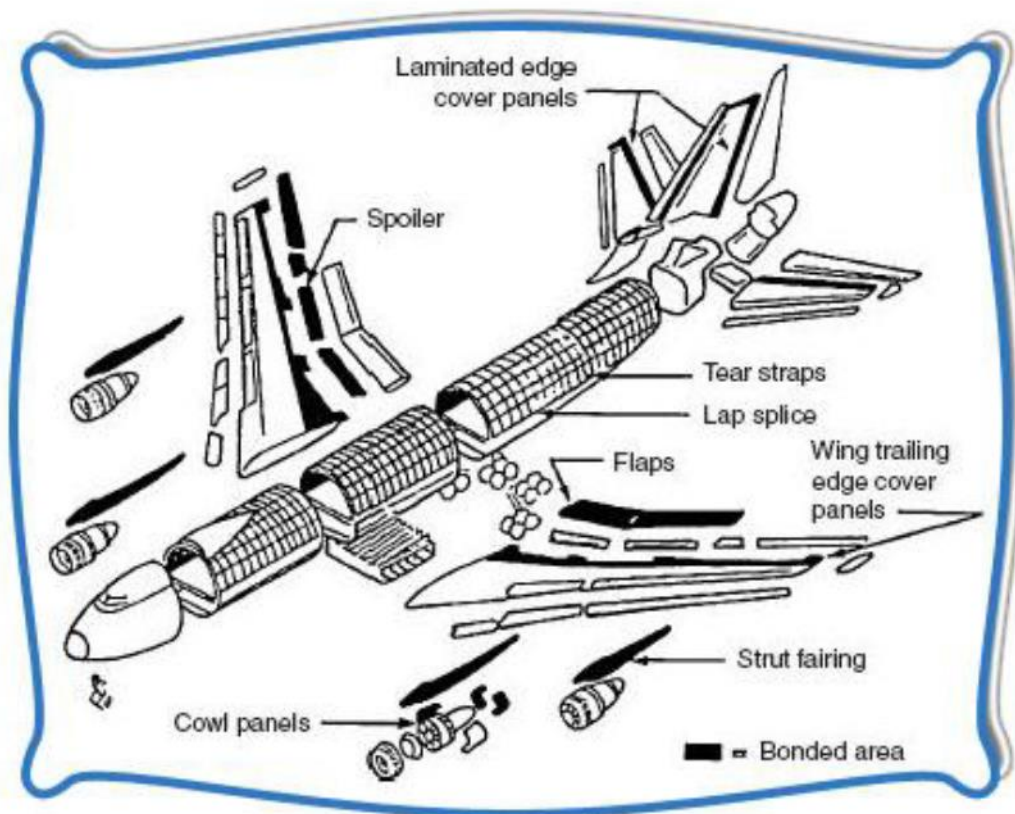


Figura 2 - Alguns exemplos de ligações adesivas nos aviões [4].

Na indústria do calçado, as ligações adesivas são uma alternativa na união da sola comparativamente com a costura. As ligações adesivas apresentam inúmeras vantagens, como por exemplo apresentam uma excelente flexibilidade e juntas mais homogêneas, uma boa distribuição das cargas transmitidas ao longo da junta e esteticamente é melhor. No entanto, a necessidade de um elevado controle em todas as fases da concepção de modo a se evitar problemas de adesão é uma limitação. As ligações mais difíceis de se executar é a parte superior do sapato. Estas ligações devem apresentar uma boa durabilidade e boa resistência mecânica (Figura 3) [2].

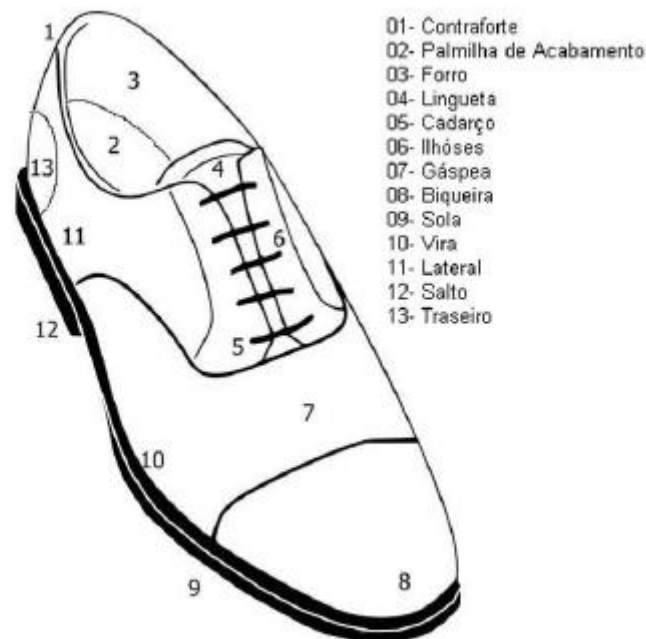


Figura 3 - Principais constituintes de um sapato [5].

Na indústria aeroespacial, existem duas classes de juntas adesivas que são usadas. As juntas estruturais, com adesivo fenólico, epóxico e acrílico, que transferem as cargas entre os membros e as juntas para selagem, salvaguardando as interfaces sujeitas à corrosão. As ligações adesivas apresentam um papel significativo nesta indústria, pela resistência à fadiga que possuem, por concederem uma redução de peso considerável, um bom isolamento, amortecimento de vibrações e uma elevada vida útil. A grande limitação nesta indústria é durante a sua concepção de estruturas aeroespaciais, pois não existem meios de inspeção de qualidade aptos para avaliar de forma exata o seu estado [6].

Outros exemplos de aplicação crescente de adesivos estruturais são na construção civil (pontes, postes, painéis, caixilharia, etc.) e no desporto (bicicletas, raquetes de ténis, tacos de golfe, esquis, etc.).

2.1.3 Esforços e modos de rotura em juntas adesivas

As juntas adesivas apresentam distribuições de tensões que podem ser uniformes ou não uniformes. Porém, apenas esporadicamente se observa uma distribuição de tensões uniforme quando é aplicada uma força externa. De facto, normalmente ocorrem tensões distribuídas de modo não uniforme ao longo da camada do adesivo. As solicitações externas podem conduzir a concentrações de tensões em determinados pontos da zona adesiva, que podem ultrapassar a tensão média de rotura da junta [1].

Tração/compressão, corte, arrancamento e clivagem são os modos de sollicitação fundamentais nas ligações adesivas (Figura 4). No entanto, uma ligação adesiva é normalmente sujeita a uma sollicitação que combina 2 ou mais dos esforços referidos [1].

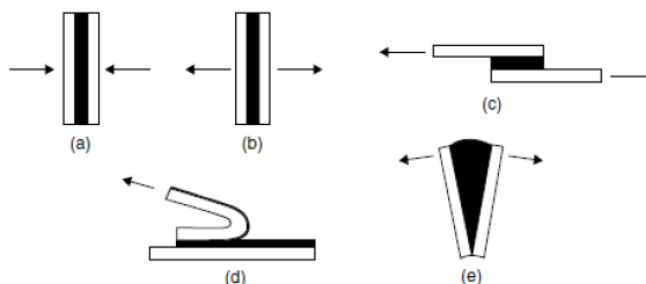


Figura 4 - Tipos básicos de carregamento em juntas adesivas. a) Esforço de Compressão; b) Esforço de Tração; c) Esforço ao corte; d) Esforço de arrancamento; e) Esforço de clivagem [1].

Esforços de Tração/Compressão

Os esforços de tração são desenvolvidos quando as forças atuantes são perpendiculares ao plano da junta e são distribuídas pela superfície colada. No fabrico deste tipo de juntas deve-se garantir que as superfícies de colagem dos substratos ficam paralelas e os esforços são aplicados perpendicularmente às mesmas. No entanto, infelizmente, na prática, é difícil de controlar a espessura do adesivo e as forças raramente são axiais (Figura 5), o que origina tensões indesejáveis de clivagem ou de arrancamento [1].

Tal como acontece na tração, nos esforços de compressão também é necessário manter as cargas alinhadas, de maneira a ocorrerem na junta esforços puramente de compressão. Na prática, uma junta em pura compressão não necessita de adesivo [1].

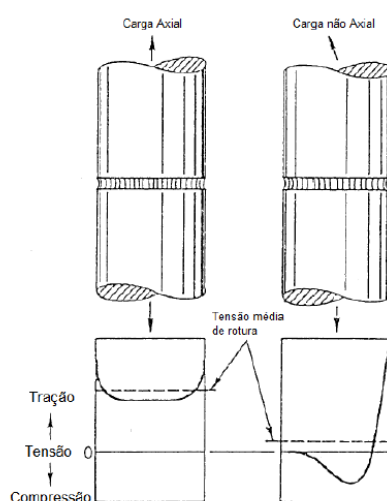


Figura 5 - Distribuição da tensão numa junta topo a topo sob carregamento axial e sob carregamento não axial [1].

Esforço ao Corte

As tensões de corte resultam de forças que atuam no plano do adesivo e separam os substratos. As juntas que dependem da resistência ao corte do adesivo são relativamente fáceis de fabricar e são muito usadas. Verifica-se também que as juntas são mais resistentes quando solicitadas maioritariamente a esforços de corte, porque toda a zona de ligação contribui para a resistência da junta [1]. A JSS, representada na Figura 6, é a mais utilizada para solicitações ao corte. Na Figura 6 verifica-se que a tensão mais elevada ocorre nas extremidades da sobreposição, enquanto no centro a tensão de corte é mais reduzida, o que significa que na zona central do adesivo contribui menos para a resistência da junta.

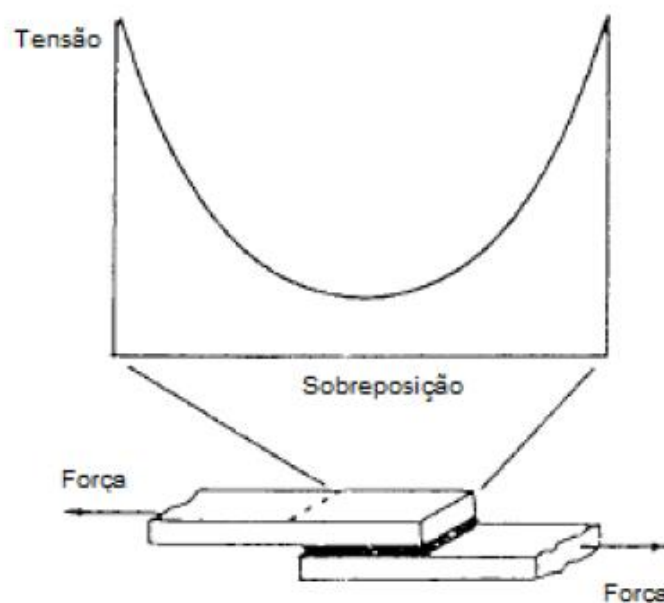


Figura 6 - Distribuição da tensão de uma junta adesiva quando sujeita a corte [1].

Esforços de Clivagem e Arrancamento

O principal inimigo das juntas adesivas são as tensões de clivagem e arrancamento. A clivagem é definida como o tipo de esforço que ocorre quando as forças atuantes na extremidade de uma junta rígida separam os substratos. As tensões de arrancamento são semelhantes às de clivagem, mas são aplicadas em juntas onde um ou ambos os substratos são flexíveis. O ângulo de separação de separação, por norma, é superior nos carregamentos de arrancamento do que nos de clivagem [1].

Estes tipos de juntas apresentam menor resistência do que as que são sujeitas a esforços de corte porque a concentração de tensões encontra-se numa área da junta muito pequena. A extremidade oposta está também sob alguma tensão, no entanto muito inferior à tensão de limite de resistência da junta adesiva.

Os adesivos mais frágeis são especialmente sensíveis às forças de arrancamento, enquanto os adesivos mais dúcteis permitem distribuições de tensões menos concentradas e, conseqüentemente, permitem uma maior resistência da junta (Figura 7). Os adesivos rígidos apresentam uma resistência ao arrancamento de aproximadamente 0,35 N/mm de largura, enquanto os adesivos tenazes chegam a 4-8 N/mm [1].

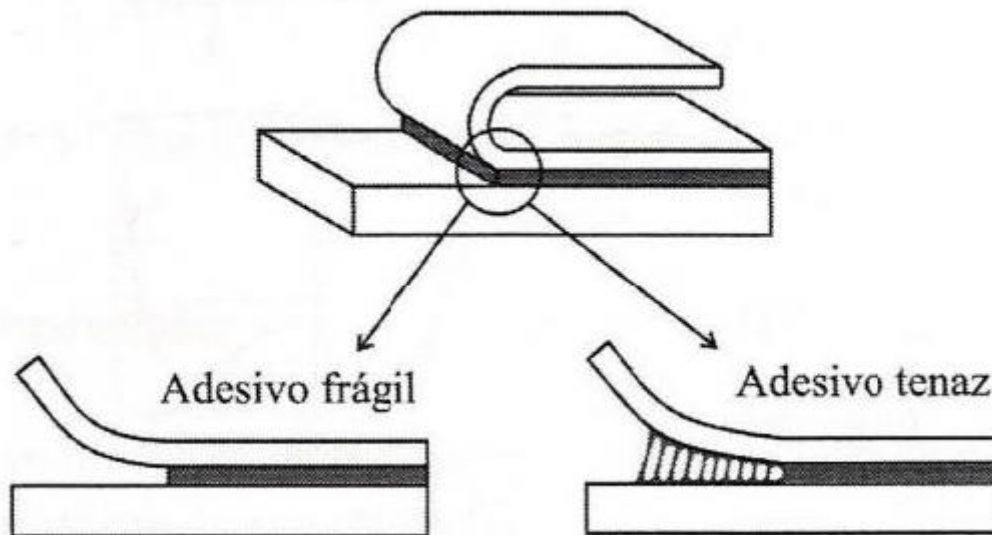


Figura 7 – Comportamento de uma junta adesiva ao arrancamento com um adesivo frágil e um adesivo dúctil [1].

Existem três modos de rotura fundamentais em juntas adesivas: rotura coesiva do adesivo, rotura adesiva do adesivo e rotura do substrato (Figura 8).

A rotura coesiva ocorre no interior do adesivo e acontece quando os substratos e a ligação entre o adesivo e o substrato são mais resistentes do que o próprio adesivo. A rotura adesiva ocorre na interface entre o adesivo e um dos aderentes e é associada a uma má preparação das superfícies dos substratos. Por outro lado, assume-se que uma junta deve ser projetada de maneira a que a rotura nunca ocorra pelo adesivo. Ou seja, conclui-se que uma junta corretamente projetada e concebida será aquela onde ocorre rotura do substrato.

Por vezes, verifica-se uma combinação de rotura coesiva e a rotura adesiva. Quando ocorre esta combinação, a rotura designa-se por rotura mista [1].

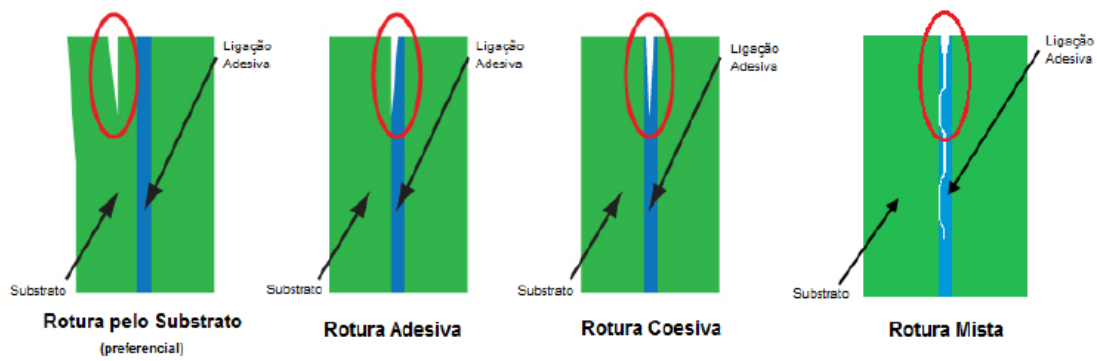


Figura 8 - Representação esquemática dos diferentes modos de rotura em JSS [7].

2.1.4 Configurações possíveis de junta

Existem inúmeras configurações possíveis para as juntas adesivas. As mais usuais são a JSS, a JSD, as juntas de chanfro (*scarf joint*) e as juntas em degraus (Figura 9).

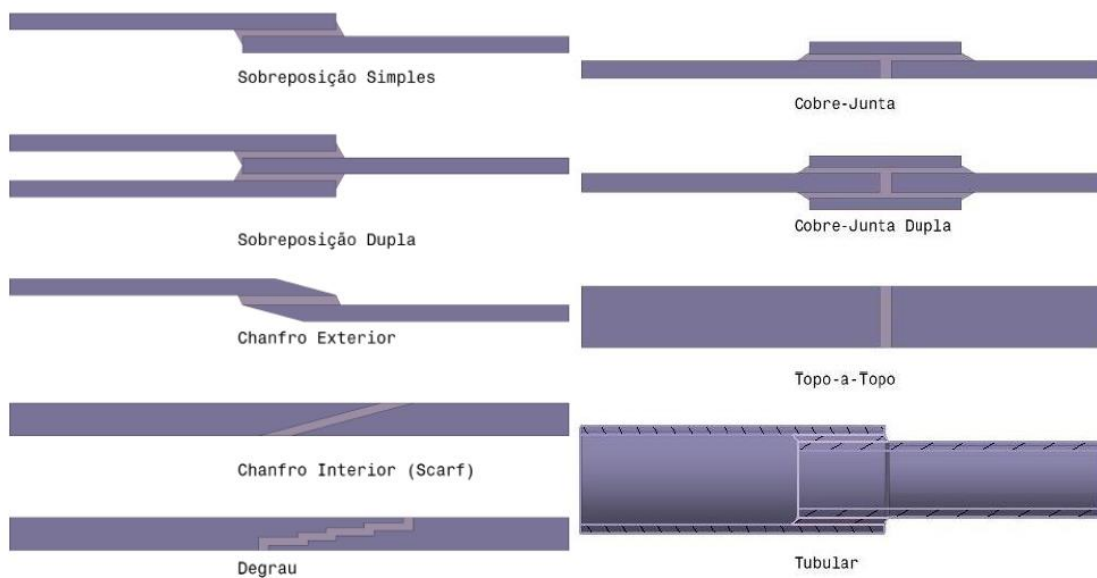


Figura 9 - Tipos de juntas mais comuns [1].

Nas JSS sujeitas a esforços de tração, o carregamento não é colinear, o que introduz flexão nos substratos. Como resultado disso, o adesivo fica sujeito não apenas a esforços de corte mas também a esforços de tração nas extremidades da ligação [1].

As JSD, além das tensões de corte, também apresentam tensões de arrancamento. Enquanto o substrato interior não flete, os substratos exteriores fletam ligeiramente, o que dá origem a tensões de tração numa extremidade da sobreposição, e tensões de compressão na extremidade oposta da sobreposição. Todavia, a JSD é mais eficiente do que a JSS porque apresenta tensões de arrancamento significativamente inferiores [1].

Relativamente às juntas em degrau, estas apresentam elevada resistência devido à diminuição dos gradientes de tensões ao longo do adesivo e a diminuição da excentricidade dos esforços. A conceção deste tipo de juntas, em termos de custos, é mais oneroso comparativamente às restantes configurações devido ao processo de maquinagem dos degraus. No entanto, no caso de juntas em degraus com substratos feitos de compósitos, é mais económico e também mais comum executar os degraus durante o empilhamento antes da cura, resguardando desta forma o dano nas fibras [1].

As juntas tubulares podem apresentar extremidades quadradas ou em chanfro (Figura 10). Existem poucos estudos disponíveis sobre este tipo de juntas, comparativamente às JSS, embora os mecanismos que conduzem às concentrações de tensões sejam iguais. Quando estas juntas são sujeitas a um carregamento axial, observa-se ao longo da zona de sobreposição a deformação diferencial e o efeito de flexão devido à não colinearidade de esforços transmitidos. Nos carregamentos de torção, apenas existe deformação diferencial [1].

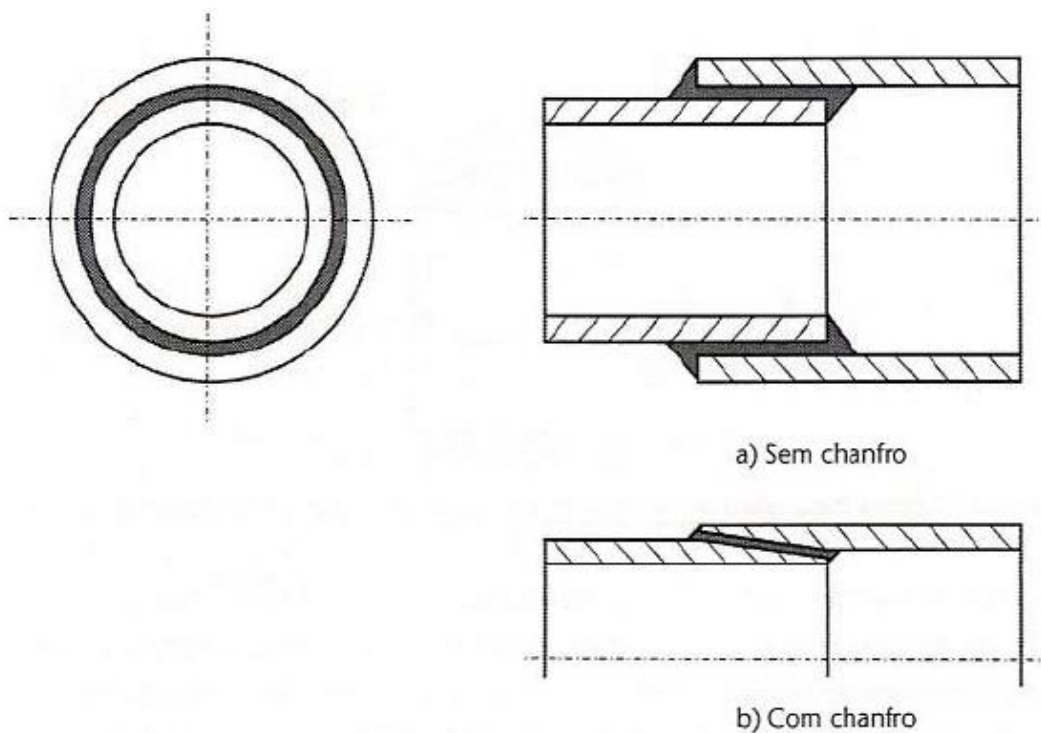


Figura 10 - Geometria da junta tubular [1].

2.1.5 Adesivos estruturais

Existem várias maneiras de classificar os adesivos. A mais ampla classificação é distinguir entre um adesivo fabricado a partir de produtos que são sintéticos ou naturais. Os adesivos sintéticos são produzidos a partir de materiais feitos pelo ser humano tais

como os polímeros. Os adesivos naturais provêm de origem animal ou de subprodutos de agricultura [1]. Outras formas de classificar os adesivos são: função, composição química, forma física, modo de aplicação. O custo também pode ser um dos critérios a considerar.

Os adesivos classificados segundo a sua função são definidos como estruturais ou não estruturais.

Quanto à sua composição química, os adesivos podem ser divididos na categoria de adesivos poliméricos termoendurecíveis, termoplásticos, elastómeros e híbridos.

Segundo o critério de forma física os adesivos podem apresentar-se sob a forma de pastas, líquidos, com solvente, com água e em formas sólidas.

O modo de aplicação dos adesivos depende da sua viscosidade. Os adesivos que se apresentam na forma líquida a sua aplicação pode ser em spray. No caso dos adesivos se apresentarem em forma de pasta, estes aplicam-se através de seringas, pistolas de mástique ou equipamento pneumático [1].

Os adesivos estruturais definem-se como adesivos com elevado índice de desempenho e bons níveis de resistência ao corte, tendo valores superiores a 6,9 MPa [1]. Estes adesivos apresentam como função sustentar as ligações estruturais, sustentando elevadas cargas sem que ocorram grandes deformações.

Porém, os adesivos não estruturais não detêm esta capacidade de suportar elevadas cargas pela fraca resistência ao corte e temperatura que apresentam, conduzindo mesmo à sua degradação em exposições prolongadas ao meio ambiente. No entanto, apesar de apresentarem estas limitações, a escolha do adesivo está dependente da sua aplicação. Em situações de ligações temporárias, os adesivos não estruturais são ótimos, tendo capacidade de oferecer isolamento e capacidade de amortecimento de vibrações.

Conforme a sua composição química, os adesivos classificam-se em quatro grupos:

- Os adesivos termoendurecíveis não podem ser aquecidos repetidamente após a sua cura inicial. Uma vez curados, o adesivo pode ser amolecido até um certo ponto com calor, mas não pode ser refundido ou restaurado até atingir o estado fundido que existia antes da cura. Estes tipos de adesivos degradam-se e quando a temperatura é elevada tornam-se fracos devido à oxidação ou quebras nas cadeias moleculares. A cura destes adesivos dá-se através de uma reação química irreversível à temperatura ambiente ou a temperaturas elevadas, dependendo do tipo de adesivo.
- Os adesivos termoplásticos são originalmente polímeros sólidos que amolecem ou fundem quando aquecidos. A constante exposição a elevadas temperaturas requeridas para a fundição pode causar a degradação do material por oxidação, limitando o número de ciclos térmicos. Comparativamente aos adesivos termoendurecíveis, os adesivos termoplásticos têm uma temperatura de serviço

mais limitada. Apesar de alguns termoplásticos originarem uma excelente resistência ao corte a temperaturas moderadas, esses materiais não são reticulados e tendem a fluir sob carga a baixas temperaturas.

- Os adesivos elastómeros apresentam capacidade de retomar ao seu comprimento inicial, quando sujeitos a esforços de tração ou esforços de compressão. Isto só é possível porque estes adesivos têm uma elevada tenacidade, baixo módulo de elasticidade e pela excelente capacidade de deformação e de absorção de energia. São definidos como materiais viscoelásticos por apresentarem elevada capacidade de resistir a forças de arrancamento, sendo flexíveis, o que facilita a ligação de substratos com coeficientes de expansão térmica diferentes.
- Os adesivos híbridos caracterizam-se por combinações entre resinas termoendurecíveis, termoplásticas e elastoméricas. Tal combinação de resinas permite a estes adesivos terem na sua estrutura propriedades de enorme relevância, como melhores valores de resistência ao arrancamento e melhor capacidade de absorção de energia.

Os adesivos podem também ser classificados relativamente ao modo de aplicação. Os adesivos curam por vários métodos, tais como, reação química, evaporação de um solvente e arrefecimento após a fusão (estado sólido).

A forma física do adesivo está ligada com a sua composição. Os adesivos podem apresentar-se em forma de pasta, podendo não apresentar solvente. O adesivo sob a forma líquida apresenta solvente.

Tipos de adesivos estruturais

Os adesivos estruturais, por norma, são termoendurecíveis que necessitam de reticulação química com um endurecedor e/ou fornecimento de calor. Os adesivos elastómeros termoendurecíveis resistentes, como o poliuretanos, também são classificados como adesivos estruturais [1].

Epóxidos

Os adesivos epóxidos foram introduzidos comercialmente em 1946, tendo uma vasta aplicação na indústria automóvel e aeronáutica. São adesivos extremamente versáteis devido à sua aderência com muitos substratos, com a exceção de alguns polímeros e elastómeros que apresentam baixa energia de superfície, o que pode facilmente resultar na modificação de uma variedade de propriedades.

Os adesivos epóxidos têm uma excelente resistência à tração e ao corte, mas fraca resistência ao arrancamento, a não ser que sejam modificados com um polímero tenaz. Apresentam uma baixa contração na cura e elevada fluência. Não necessitam de evaporação de voláteis na cura e são usados em aplicações de preenchimento de espaços (*gap-filling*).

Estes tipos de adesivos comerciais têm uma composição baseada numa resina epóxida e um endurecedor (*curing agent*). O endurecedor normalmente é incorporado na resina e origina o adesivo, ou é fornecido num recipiente que, de seguida, é misturado com a resina antes do seu uso.

Os adesivos de uma parte curam com o calor, enquanto os de duas partes podem curar à temperatura ambiente ou a altas temperaturas. Os que curam a elevadas temperaturas têm uma maior temperatura de transição vítrea do que aqueles que curam à temperatura ambiente, e apresentam também uma maior resistência ao corte e ao meio ambiente. Porém, têm algumas limitações, tais como, a tenacidade e a resistência ao arrancamento inferiores comparativamente aos epóxidos que curam à temperatura ambiente. Estes epóxidos podem endurecer em segundos, mas para garantir o endurecimento da junta é necessário 18 a 72 horas [1].

Fenólicos

O produto da condensação de fenol e formaldeído resulta na resina fenólica e a sua principal aplicação é na colagem de madeira. Por apresentarem boa resistência ao calor e boa estabilidade dimensional, estes adesivos são usados em calços de travão, discos abrasivos, lixas e moldes de fundição.

Este adesivo, normalmente, é usado como uma solução de álcool, acetona ou água. Após a cura, a solução é aplicada no substrato seco, sob pressão e temperatura. A cura é feita aproximadamente a 140°C durante algum tempo, originando uma resistência superior à do substrato de madeira. A junta apresenta boa durabilidade e boa resistência a fungos e à água a altas temperaturas.

Estas resinas podem ser aplicadas na ligação entre metal e madeira. Este tipo de ligação é frágil e tende a estilhaçar sob impacto ou vibração. Os adesivos fenólicos são muitas vezes modificados, adicionando elastómeros, de modo a melhorar a resistência ao arrancamento e a sua tenacidade [1].

Poliuretanos

À semelhança dos adesivos epóxidos, os adesivos poliuretanos podem apresentar-se 100% sólidos ou dissolvidos num solvente de uma ou duas partes. Os poliuretanos são flexíveis e têm uma alta resistência ao corte e ao arrancamento, contrariamente aos epóxidos.

Os poliuretanos têm maior resistência a baixas temperaturas relativamente a outros adesivos. Só os adesivos que contêm silicone na sua composição apresentam melhor desempenho a temperaturas baixas, mas são limitados quanto à sua resistência à tração, que é bastante mais baixa do que a dos poliuretanos. A resistência química dos poliuretanos é boa, mas ainda assim os epóxidos e os acrílicos apresentam uma melhor resistência.

Por apresentarem uma boa flexibilidade, os poliuretanos aderem bem a muitos substratos incluindo polímeros de difícil colagem. Sendo flexíveis, os poliuretanos são usados para ligar filmes, folhas metálicas e elastômeros [1].

Acrílicos

Os adesivos acrílicos podem ser divididos em anaeróbicos, cianoacrilatos e acrílicos modificados.

Os adesivos anaeróbicos, cuja designação se deve ao ar que é excluído da resina durante o processo de cura, são adesivos que têm como base o monômero acrilato. Estes adesivos podem ser usados em diferentes tipos de superfície: ativa, inativa e inibidora. Os adesivos anaeróbicos são conhecidos por serem de fácil utilização, apresentando uma cura rápida à temperatura ambiente e custo elevado. Alguns adesivos anaeróbicos podem resistir a temperaturas até 230°C. Porém, geralmente a sua temperatura máxima é de 150°C. Estes adesivos aplicam-se na colagem de materiais como o acetal, as poliefinas, o nylon, o PVC e em aplicações estruturais de maquinaria.

Os acrílicos cianoacrilatos são conhecidos por 'supercola', por permitirem colagens muito rápidas. São líquidos de um só componente e têm uma cura rápida e uma excelente resistência ao corte. Os cianoacrilatos apresentam baixa resistência ao calor, à humidade, ao arrancamento e ao impacto. As aplicações estruturais deste tipo de adesivos dependem do meio ambiente, já que este não pode ser muito severo porque é fundamental ter uma ligação de rápida execução.

Os acrílicos modificados são termoendurecíveis e permitem uma elevada resistência ao corte para uma grande variedade de metais e plásticos. Estes adesivos apresentam uma boa resistência ao arrancamento e ao impacto [1].

2.2 Previsão de resistência de juntas adesivas

No passado, a inexistência de modelos de plasticidade precisos e de critérios de rotura adequados conduziu ao sobre dimensionamento das juntas adesivas, o que por sua vez resulta em estruturas com um elevado custo e peso. Com o avanço da tecnologia e técnicas de análise, surgiram novas possibilidades para o uso eficiente de juntas ligadas. Existem duas alternativas para a análise de juntas adesivas: métodos analíticos e métodos numéricos. O estudo das juntas adesivas começou em 1938 com o modelo de Volkersen [8], que considera materiais totalmente elásticos e deformações adesivas apenas em corte. Contudo, a formulação analítica de juntas adesivas torna-se mais complexa se o adesivo se deforma plasticamente, utilizando aderentes compósitos ou se forem utilizados aderentes de diferentes materiais. O MEF é a técnica mais conhecida para juntas adesivas, e Adams e os seus colegas foram pioneiros nesta técnica [9]. Harris e Adams [10] analisaram a rotação da junta, a plasticidade dos aderentes e do adesivo e a influência do filete de adesivo. A abordagem da mecânica

dos meios contínuos para a previsão de resistência das juntas adesivas foi muito utilizada no início do estudo das juntas adesivas, há várias décadas atrás, e necessitava da distribuição de tensões no adesivo e de um critério de resistência adequado. A análise do MEF também pode ser utilizada em conjunto com os critérios de Mecânica da Fratura para a previsão da resistência, seja pelo fator de intensidade de tensão ou pelos métodos energéticos, como a técnica de fecho virtual da fenda. No entanto, com estas técnicas de modelação, o crescimento da fenda torna-se complicado devido à necessidade de voltar a criar a malha sempre que há propagação da fenda, o que tem consequências em termos de esforço computacional [11]. Nas últimas décadas, a modelação numérica de juntas adesivas teve grandes desenvolvimentos, e um deles é a modelação de dano por combinação de EF com MDC. Esta técnica consiste na modelação de EF convencionais para as regiões em que não há dano e numa abordagem da mecânica da fratura através da utilização de elementos coesivos para promover a propagação do dano. A alternativa recente para modelação da propagação de fendas nos materiais é o Método dos Elementos Finitos Extendido, que usa funções de forma para representar um campo de deslocamentos descontínuos.

2.2.1 Modelos analíticos

No começo do estudo deste método, a previsão de juntas adesivas consistia em formulações analíticas. Volkersen [8] e Goland e Reissner [11] foram pioneiros de um número de estudos teóricos que apresentavam a vantagem de obter facilmente estados de tensão em estruturas adesivas ao assumir de pressupostos simplificadores em termos de geometria de juntas, carregamento e condições fronteira, permitindo obter uma solução analítica explícita para o comportamento no domínio elástico. Portanto, cada estrutura adesiva podia ser analisada rapidamente, apesar dos vários pressupostos considerados [12]. Com estes métodos, as tensões e deformações eram facilmente calculadas, em conjunto com a distribuição do momento fletor na estrutura. A previsão da resistência era realizada através de critérios baseados em tensões ou deformações limites. Até hoje, estes métodos foram progressivamente substituídos por análises numéricas, embora estes tenham sido refinados ao longo dos anos em termos de capacidades de modelação, com o aparecimento da consideração da não linearidade dos materiais [13] ou da não linearidade geométrica [14].

2.2.2 Métodos numéricos

2.2.2.1 Mecânica dos meios contínuos

Na mecânica dos meios contínuos, os valores máximos de tensão, deformação ou energia de deformação, previstos pela análise de EF, são geralmente utilizados no critério de rotura para estimar a resistência das juntas. Isto só é alcançado quando os valores previstos de tensão ou da deformação, obtidos por critérios baseados em tensões ou deformações, como o critério da tensão normal máxima (CTNM) ou o critério

da tensão de corte máxima (CTCM), atingem a resistência dos elementos constituintes da estrutura. Esta aproximação foi primeiramente aplicada à generalidade das juntas adesivas em aplicações estruturais logo após o momento em que o método de EF e de cálculo computacional se tornaram disponíveis [10]. As vantagens apresentadas por esta técnica incluíam a análise de estruturas ligadas, com ou sem dano inicial (pré-fenda) sob um carregamento arbitrário. No entanto esta técnica apresenta uma limitação intrínseca, uma vez que as estruturas adesivas são suscetíveis a singularidades de tensão, nomeadamente nas extremidades da sobreposição. Como resultado, na análise de EF de estruturas adesivas, os valores de tensão nas regiões de singularidade tendem a aumentar com o refinamento da malha e não se obtém convergência de valores, o que torna a previsão da resistência de juntas dependentes do refinamento da malha [12]. Ao longo dos anos, realizaram-se melhorias nesta técnica de modelação, tais como a definição de critérios de rotura mais complexos baseados na tensão ou deformação, para diferentes materiais e mecanismos de fratura, ou utilizando modelos de materiais contínuos mais realistas. Porém, o problema da dependência da malha continua nesta técnica.

2.2.2.2 *Mecânica da fratura*

A mecânica dos meios contínuos pressupõe que a estrutura e os materiais que a constituem são meios contínuos. Logo, a existência de defeitos ou alterações geométricas resultam em singularidades de tensão ou de deformação para os quais esta técnica não oferece solução. Neste sentido, o conceito da mecânica de fratura surge para lidar com o tipo de defeitos mais comum em estruturas, as fendas. Na mecânica da fratura é aceite que tensões calculadas na extremidade das fendas pela mecânica dos meios contínuos originem casos de singularidade (valores infinitos). As atuais teorias defendem que as singularidades de tensão existem sempre que o ângulo da fenda é menor que 180° . Esta conclusão foi descoberta por Williams [15] em 1959 no estudo de singularidades de tensão com entalhes. O mesmo argumento é aplicável para casos de singularidade de tensão entre dois materiais ligados entre si por reentrâncias. A mecânica da fratura tem sido aplicável a vários problemas de engenharia nos últimos anos. Estudos realizados em ligações adesivas por diversos autores, tais como Fernlund e Spelt [16], utilizam G e o respetivo valor crítico ou de tenacidade à fratura (G_c) devido ao facto destes últimos não serem de fácil determinação quando a fenda se propaga perto ou numa interface entre 2 materiais. No entanto, a fratura de juntas adesivas ocorre sob condições de carregamento em modo misto devido à variação de propriedades entre os diferentes materiais envolvidos, mas também devido à complexidade das tensões instaladas. Para estes casos podem ser desenvolvidos critérios de rotura para a fratura em modo misto de forma análoga aos critérios de rotura clássicos, apesar de ser necessário introduzir o conceito de superfície ou envelope de fratura.

2.2.2.3 Modelos de dano coesivo

A implementação computacional de métodos da Mecânica de Fratura Linear Elástica (MFLE) teve um grande sucesso há algumas décadas. No entanto, estes foram limitados a comportamentos elásticos na extremidade da fenda. De salientar, que o local onde inicia o dano em muitas aplicações não é evidente, nem o comportamento do dano é fácil de ser determinado. O MDC foi desenvolvido em 1959 por Barenblatt [17]. Este autor descreve que o dano existente sob o efeito de cargas estáticas, onde ocorre o processo coesivo, promove a iniciação e propagação de fendas. O método em causa foi então amplamente testado para simular a iniciação e propagação de danos em problemas de rotura coesiva, interfacial ou delaminagens em compósitos. O MDC consiste essencialmente na combinação de elementos sólidos com elementos coesivos [18]. Estes elementos possuem a particularidade de poderem ser facilmente incorporados em software de análise de MEF convencionais, possibilitando a modelação do comportamento da fratura em vários materiais [19]. O principal conceito do MDC é que podem ser introduzidas artificialmente em múltiplas regiões de fratura nas estruturas, nas quais o crescimento de danos é permitido pela introdução de uma possível descontinuidade no campo de deslocamento. Assim, é possível, devido à definição de leis de tração modelar as regiões finitas. As leis MDC são aplicadas entre nós emparelhados de elementos coesivos, e estes conectam nós sobrepostos de elementos que representam materiais diferentes ou camadas de diferentes compósitos, ou podem ser aplicados diretamente entre dois materiais em que não haja contacto para simular uma camada fina. A evolução da tensão e o respetivo amaciamento é modelado até à rotura, descrevendo uma degradação gradual nas propriedades do material. As leis de tração - separação são tipicamente construídas por relações lineares em cada uma das fases de carregamento [20], embora uma ou mais fases possam ser definidas de forma diferente para uma representação mais precisa do comportamento dos materiais.

2.2.2.4 Mecânica do dano

Nestas metodologias, é estabelecido um parâmetro de dano para modificar a resposta constitutiva dos materiais através da diminuição da rigidez ou da resistência, como por exemplo nas ligações adesivas [21], delaminações ou rotura de matrizes em compósitos [22], de maneira a representar a gravidade do dano nos materiais durante o carregamento. Este parâmetro de dano utiliza-se numa lei de evolução de dano para modelar o dano antes do início da criação e crescimento da fenda. Segundo Voyiadjis e Kattan [23], os parâmetros de dano são classificados em 2 grupos: a) variáveis que introduzem dano pela redefinição das propriedades constitutivas dos materiais, no entanto não se relacionam diretamente com o mecanismo de dano; b) variáveis relacionadas com a definição física de um género de dano específico, como por exemplo as porosidades ou áreas relativas de micro cavidades. O crescimento do dano é definido em função da carga para problemas estáticos e do número de ciclos para problemas de fadiga. Nos problemas de fadiga, a mecânica do dano não faz uma distinção clara entre

o início de fadiga e as fases subsequentes de propagação da mesma, embora forneça uma base para a sua previsão [21]. Ainda assim, pode ser simulada a evolução do dano antes da macro fissuração [24].

2.2.2.5 Método de Elementos Finitos Extendido

O Método de Elementos Finitos Extendido (MEFE) é uma melhoria recente do MEF tradicional para modelar a propagação de dano em estruturas. Este método recorre a leis de dano para a previsão da fratura, que têm por base a resistência dos materiais em maciço para o início do dano, e as deformações para a previsão da rotura (G_c), em detrimento de valores de t_n^0/t_s^0 , ou de δ_n^0/δ_s^0 utilizados nos MDC, em que t_n^0, t_s^0, δ_n^0 e δ_s^0 representam a resistência coesiva à tração, a resistência coesiva ao corte, o deslocamento correspondente ao início de dano em tração e o deslocamento correspondente ao início de dano em corte, respetivamente. O MEFE apresenta como vantagem, comparativamente aos MDC, de não necessitar que a fenda siga um percurso pré-definido. As fendas podem crescer livremente no interior do material, sem necessitar que a malha corresponda à geometria das descontinuidades, e não é necessário refazer a malha na zona da fenda à medida que esta se propaga [25]. Este método é considerado uma extensão ao MEF, sendo que as suas principais características foram apresentadas no final da década de 90 por Belytschko e Black [26]. O MEFE tem como base o conceito de partição de unidade e pode ser implementado no MEF tradicional através de funções de enriquecimento local para os deslocamentos dos nós perto da fenda, de maneira a permitir o crescimento de dano e a separação entre faces da fenda [27]. A extremidade da fenda altera constantemente de posição e orientação durante o seu crescimento, dependendo das condições de carregamento e da geometria da junta e dos substratos, juntamente à criação de funções de enriquecimento necessárias para os deslocamentos dos nós dos EF em torno do percurso ou da extremidade da fenda.

2.2.2.6 Métodos sem malha

A primeira vez que se ouviu falar no Método de Elementos Finitos (MEF) foi em 1941 quando nasceu o conceito de elemento [28], mas só no decorrer do ano de 1956 é que um grupo de engenheiros, associados à indústria aeronáutica, conseguiu resolver o primeiro problema de estado plano de tensão usando uma malha de triângulos elementares [29]. Com a evolução da tecnologia, juntamente com os estudos realizados por este grupo de engenheiros, a resolução de problemas de análise de estruturas com um elevado grau de complexidade abriu caminho para uma nova era.

O MEF simplifica problemas complexos, dividindo o domínio do problema em pequenas partes, chamadas de elementos. Esse conjunto de elementos chama-se malha, que contém não só os elementos, mas também as relações de conexão entre eles [30]. Contudo, devido à dependência da malha, o MEF tem algumas limitações. Quando se

analisa problemas com deformações elevadas, é difícil de manter a conectividade da malha sem que esta sofra altas distorções, o que leva a resultados errados. A solução para tal será refazer a malha, sendo que esta hipótese, para além de consumir tempo, também representa elevados gastos computacionais e por norma induz em erro [31, 32].

Os métodos sem malha foram criados com a intenção de serem uma alternativa ao MEF, eliminando os problemas anteriormente referenciados. Além disso, quando se analisam problemas de estruturas, os campos de tensão e de deslocamentos produzidos pelo método sem malha são bastante mais uniformes e próximos da solução analítica do que aqueles criados pelo MEF com elementos de baixa ordem (três ou quatro nós). Ao contrário do MEF, que usa a malha do elemento para obter uma aproximação, os métodos sem malha constroem e compõem uma aproximação baseada apenas num conjunto nodal arbitrário, sem qualquer conhecimento prévio da relação entre os nós.

Os métodos sem malha apareceram pela primeira vez em 1977, com a introdução do *Smooth Particle Hydrodynamics Method* (SPH) [33]. Este é um dos mais antigos métodos sem malha existentes e foi originalmente desenvolvido à necessidade de simular a formação de sistemas binários. No ano de 1990 este método foi alargado à mecânica dos sólidos [34]. Contudo, o SPH foi baseado numa forma forte. Só a partir de 1994 é que foi introduzido o método sem malha baseado numa forma fraca com o aparecimento do *Element Free Galerkin Method* (EFGM) [35], sendo que este método continua a ser um dos mais conhecidos até hoje.

O EFGM foi desenvolvido usando o *Diffuse Element Method* (DEM) [36] como base, que por sua vez foi o primeiro método sem malha que usou o aproximador *Moving Least Square* (MLS) [37] na construção de funções de forma. Outro método importante que apareceu por volta da mesma altura foi o *Reproducing Kernel Particle Method* (RKPM) [38], que era baseado no SPH e no *Meshless Local Petrov-Galerkin* (MLPG) [39].

Contudo, todos os métodos previamente mencionados usam funções de forma de aproximação, o que significa que eles não possuem a função delta de Kronecker, fazendo com que a imposição de condições fronteira essenciais e naturais seja difícil.

Assim, de forma a dar resposta a esta limitação novos métodos sem malha foram desenvolvidos nos últimos anos. Em 2011 foi criado o *Point Interpolation Method* (PIM) [40, 41]. No ano seguinte, a fim de facilitar a computação das funções de forma, e para eliminar algumas singularidades que ocorrem no PIM, foi desenvolvido o *Radial Point Interpolation Method* (RPIM) [42, 43]. O RPIM usa funções de bases radiais (FBR), combinados com funções de bases polinomiais para construir as funções de forma usadas na integração das equações parcialmente diferenciadas. Mais recentemente, usando o RPIM e o conceito geométrico de vizinhos naturais como ponto de partida, desenvolveu-se o NNRPIM [44].

2.2.3 Critérios de resistência

Existem diversos critérios de rotura que podem ser utilizados para a previsão de resistência de juntas adesivas usando como base dos métodos analíticos de cálculo de tensões nas juntas. Os critérios que se apresentam são válidos para a utilização em conjunto com métodos analíticos e com métodos numéricos baseados na mecânica dos meios contínuos, descritos anteriormente. As tensões de corte são usadas como critério para prever a resistência das juntas adesivas de sobreposição através dos métodos analíticos.

O modelo de Volkersen [8] considera que o adesivo deforma apenas ao corte. Então, é natural considerar a tensão máxima de corte como critério de rotura. Esta abordagem foi usada também por Greenwood et al. [45] que, utilizando a formulação de Goland and Reissner [11], descobriram que a tensão máxima ao corte ocorre a cerca de 45° ao longo da camada de adesivo [46]. A deformação máxima ao corte, proposta por Hart – Smith [13], poderia ser usada como critério de rotura na presença de deformação plástica [47]. As análises desenvolvidas por Adams and Mallick [48] permitem que ambos os esforços de corte e arrancamento contribuam para a plastificação do adesivo. Lee and Lee [49] usaram a deformação máxima ao corte em juntas tubulares e Crocombe and Adams [50] em juntas *T-Peel*.

Os critérios de rotura testados por da Silva et al. [51] em vários modelos analíticos de JSS estão apresentados na Tabela 1. Os critérios de rotura fundamentados na mecânica dos meios contínuos e aplicados aos modelos analíticos são intuitivos e por vezes apresentam resultados satisfatórios [51]. Porém, estes podem ser bastante complexos sem que as suas previsões sejam realistas. Os critérios não levam em conta as concentrações de tensões existentes em entalhes, assim como a existência de defeitos no adesivo. da Silva et al. [51] realizaram um estudo em que se conclui que as análises não lineares não têm solução usando modelos analíticos. Por outro lado, o tempo de implementação e resolução não apresentam vantagens significativas sobre os modelos numéricos.

Tabela 1 - Critérios de rotura testados por da Silva et al. [51] em vários modelos analíticos (τ – tensão de corte, τ_r – tensão de rotura ao corte, σ – tensão de arrancamento (peel), σ_r – tensão de rotura, γ - deformação ao corte, γ_p – deformação plástica ao corte, ε_e – deformação de Von Mises equivalente, ε_r – deformação de rotura à tração, GY (global yielding ou cedência global no adesivo) [51].

Modelos	Critério de rotura
Volkersen [52] (análise elástica)	$\tau > \tau_r$
Goland and Reissner [53] (análise elástica)	$\tau > \tau_r$ ou $\sigma > \sigma_r$
Hart-Smith [54]	
Análise linear	$\tau > \tau_r$ ou $\sigma > \sigma_r$
Análise não linear	$\gamma > \gamma_p$ ou GY
Bigwood and Crocombe [55] (análise linear)	$\tau > \tau_r$ ou $\sigma > \sigma_r$
Frostig et al. [56]	$\tau > \tau_r$ ou $\sigma > \sigma_r$
Bigwood and Crocombe [55]	$\varepsilon_e > \varepsilon_r$ ou GY
Wang et al. [57] (análise não linear total)	$\varepsilon_e > \varepsilon_r$ ou GY
Adams and Mallick [58]	
Análise linear	$\tau > \tau_r$ ou $\sigma > \sigma_r$
Análise não linear	$\varepsilon_e > \varepsilon_r$ ou GY
'Módulo efetivo'	$\varepsilon_e > \varepsilon_r$
Rotura transversal do compósito	$\sigma_{comp} > \sigma_{r\ comp}$
Adams et al. [59]	
Aderente elástico e adesivo dúctil	GY
Aderente elasto-plástico	Cedência do aderente

2.3 Formulação dos métodos sem malha

Neste capítulo vai ser feita uma breve descrição do procedimento do método geral sem malha bem como os seus dois métodos, o RPIM e o NNRPIM.

2.3.1 Procedimento genérico dos métodos sem malha

Uma grande maioria dos métodos sem malha seguem o mesmo procedimento, ou seja, depois de definir o contorno de um problema, é possível identificar os limites essenciais e naturais aplicados, como se vê na Figura 11. Em seguida, é possível discretizar o problema do domínio usando um conjunto nodal.

Conforme mostra a Figura 11 b) e Figura 11 c), esta discretização nodal pode ser regular ou irregular, o que tem um efeito direto no resultado da análise numérica. Normalmente a discretização irregular apresenta uma menor precisão. No entanto, locais onde a concentração de tensões tem uma enorme probabilidade de ocorrência, por exemplo, a fenda mostrada na Figura 11 c), devem ter uma maior densidade nodal. Uma das maneiras de abordar a necessidade de uma malha regular quanto à densidade nodal consiste em adicionar nós extra, apenas nos locais onde são previsíveis concentrações de tensões, e manter uma malha regular no resto do problema. Desta forma não se aumenta significativamente o gasto computacional. Após a discretização do domínio do problema, é possível obter a conectividade nodal, enquanto no MEF isso é feito usando a malha de elementos finitos predefinidos, na qual os nós pertencentes ao mesmo elemento interagem diretamente entre eles. Por outro lado, os nós de limite interagem com os nós de fronteira dos elementos mais próximos. Nos métodos sem malha, a conectividade é assegurada pela sobreposição de domínios de influência, quando se trata de RPIM, e células de influência, quando se trata de NNRPIM.

A integração numérica ocorre posteriormente, através da construção de uma malha de integração, que pode ser esta nodal-dependente ou independente, esta última com maior exatidão. Nas malhas nodais dependentes, é necessário implementar um método de estabilização para a obtenção de resultados precisos, embora com isto se aumente o custo computacional [60, 61]. Por outro lado, isto significa que a única informação exigida pelos métodos que utilizam este esquema de integração é a localização no espaço dos nós, o que faz com que estes métodos sejam verdadeiramente sem malha. Seguidamente, é possível obter as variáveis de campo em estudo usando funções de forma de aproximação ou interpolação. Tanto o RPIM como o NNRPIM utilizam funções de forma de interpolação, tendo como base a combinação de funções de base radial (FBR) com funções de base polinomial.

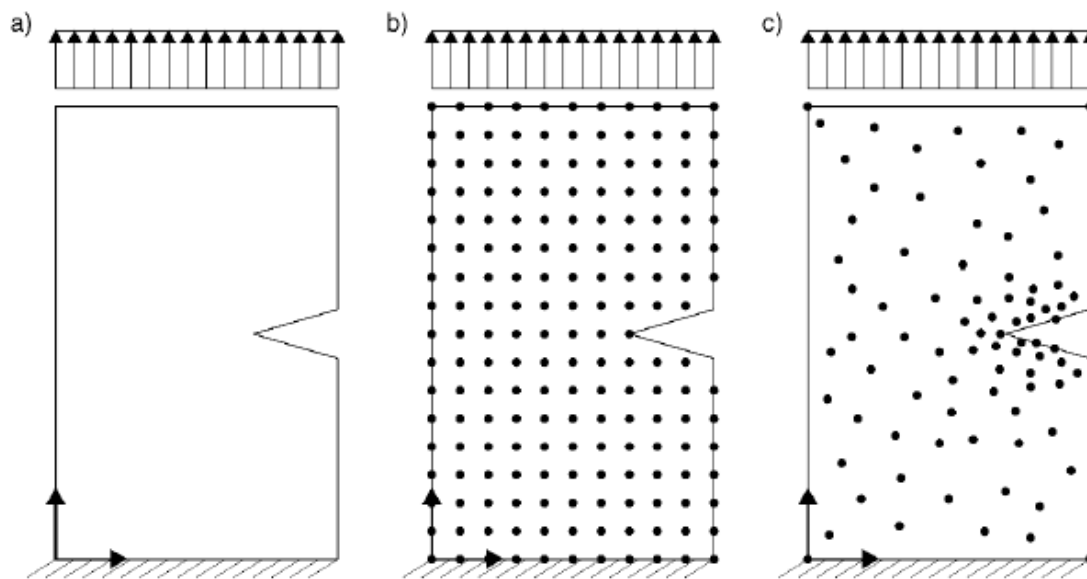


Figura 11 - a) Domínio do problema com os limites essenciais e naturais aplicados, b) Discretização nodal regular e c) Discretização nodal irregular [62].

2.3.2 Formulação RPIM

Uma vez que tanto o EFGM como o MLPG utilizam a aproximação MLS para a construção das funções de forma, ocorrem, por vezes, problemas relacionados com a imposição das condições essenciais e naturais. Com o objetivo de ultrapassar esta limitação, foi proposto o PIM, com claras vantagens relativamente aos dois métodos anteriores [40, 41]. O PIM usa o conceito de domínio de influência para estabelecer a conectividade nodal, ao invés do domínio global do problema, o que melhora a conectividade nodal. Além disso, as funções de forma possuem a propriedade delta de Kronecker, o que significa que estas passam em cada nó, tornando-se funções de forma de interpolação, o que permite corrigir a questão anteriormente mencionada sobre a imposição de limites essenciais e naturais. Uma outra vantagem é que as funções de forma são muito mais simples, quando comparadas com o método MLS e bastante mais fáceis de obter, o que conduz a uma maior eficiência computacional. No entanto, o PIM aplica somente polinómios como suas funções de base e, por isso, podem ocorrer algumas singularidades, por exemplo, o alinhamento perfeito dos nós irá produzir soluções singulares no processo de construção das funções de forma [42, 43].

O método foi evoluindo e, em 2002, foi proposto o RPIM [42, 43]. Este método combina o FBR com uma função de base polinomial. A adição de funções de base radial eliminou as questões das possíveis singularidades associadas aos métodos sem malha com base em apenas funções de base polinomiais. Devido a isso, este método ainda é utilizado até hoje.

2.3.2.1 Domínios de influência e conectividade nodal

Após uma discretização nodal inicial do domínio do problema, é necessário garantir a conectividade nodal entre nós. Primeiramente, é necessário definir as áreas, se o problema em estudo for bidimensional, ou volumes, se este for tridimensional.

Os domínios de influência podem ter um tamanho fixo ou variável, mas o último é o caso mais aconselhável, pois os domínios de influência de tamanho fixo muitas vezes levam a um número desigual de nós dentro do domínio de influência de diferentes nós (Figura 12 a) o que reduz consideravelmente a precisão da análise numérica. Ao usar domínios de influência de tamanho variável (Figura 12 b) é possível assegurar que o domínio de influência de cada nó contém o mesmo número de nós. Isso permite a construção de funções de forma com o mesmo grau de complexidade. O número de nós dentro do domínio de influência não depende da densidade das discretizações nodais e, uma vez selecionado, o valor é válido para todas as discretizações de domínio dentro da mesma análise [62].

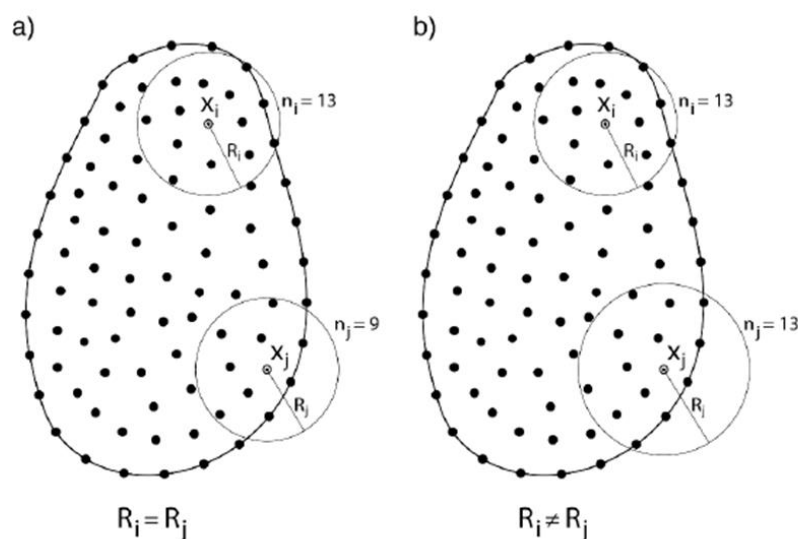


Figura 12 - a) Tamanho fixo do domínio de influência circular e b) Tamanho variável de domínio de influência circular [62].

2.3.2.2 Integração numérica

No RPIM, as equações diferenciais são integradas usando o esquema de integração Gauss-Legendre. Primeiramente, cria-se uma malha de fundo. Esta pode ser composta pelas células criadas ao ligar os nós que discretizam do domínio do problema (conduzindo a células triangulares ou quadriláteras) como mostrado na Figura 13 a) e b), ou uma malha maior do que o domínio do problema (Figura 13 c). No caso

apresentado na Figura 13 c), os pontos de integração fora do domínio problema devem ser eliminados da análise computacional.

As células da malha de fundo podem ser triangulares ou quadriláteras. Dentro de cada uma, é possível distribuir pontos de integração.

Após a distribuição dos pontos de integração na forma isoparamétrica, as coordenadas cartesianas dos pontos de integração são obtidas através de funções de interpolação isoparamétricas conhecidas.

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

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:

$$\begin{aligned} N_1(\xi, \eta) &= \frac{1}{4}(1-\xi)(1-\eta) \\ N_2(\xi, \eta) &= \frac{1}{4}(1-\xi)(1+\eta) \\ N_3(\xi, \eta) &= \frac{1}{4}(1+\xi)(1+\eta) \\ N_4(\xi, \eta) &= \frac{1}{4}(1+\xi)(1-\eta) \end{aligned} \quad (2)$$

Para triângulos:

$$\begin{aligned} N_1(\xi, \eta) &= 1-\xi-\eta \\ N_2(\xi, \eta) &= \eta \\ N_3(\xi, \eta) &= \xi \end{aligned} \quad (3)$$

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.

$$[J] = \begin{pmatrix} \frac{\partial x}{\partial \xi} & \frac{\partial x}{\partial \eta} \\ \frac{\partial y}{\partial \xi} & \frac{\partial y}{\partial \eta} \end{pmatrix} \quad (4)$$

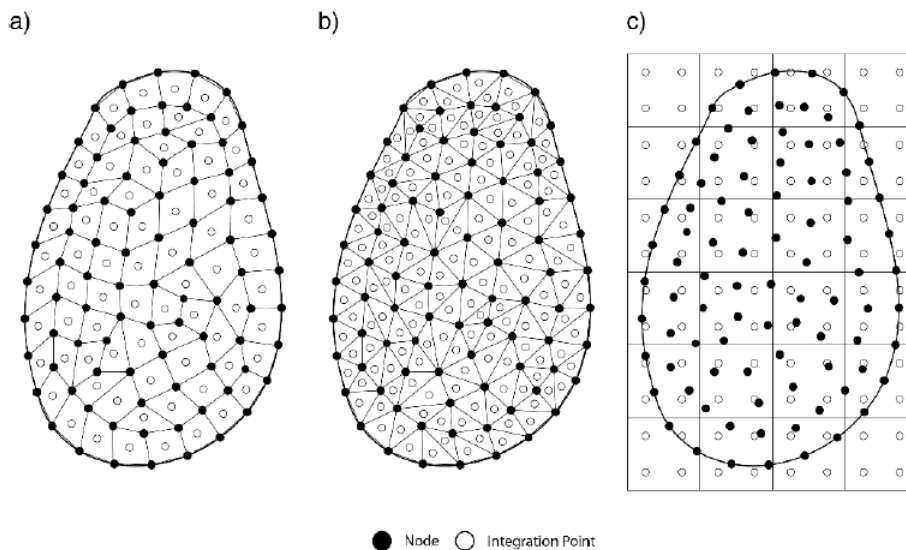


Figura 13 – a) Malha de fundo quadrangular de uma célula com 1 ponto de integração, b) Malha de fundo triangular de uma célula com 1 ponto de integração e c) Malha de fundo de gradientes quadrangular com 4 pontos de integração [62].

2.3.3 Formulação NNRPIM

O NNRPIM é um dos desenvolvimentos mais recentes da *Radial Point Interpolators* (RPI). Este método combina o RPI com o conceito geométrico dos vizinhos naturais.

A maior diferença entre os métodos NNRPIM e RPIM é na aplicação da conectividade nodal. O conceito de domínio de influência, usado no RPIM, é substituído por uma célula de influência. Para obter as chamadas células de influência, o método NNRPIM usa conceitos matemáticos como o diagrama de *Voronoi* e *Delaunay tessellation*. As funções de forma do NNRPIM são construídas da mesma forma como no método RPIM e são aplicadas similarmente à forma fraca de Galerkin, com algumas diferenças inerentes à natureza do próprio método. Tendo em conta como a conectividade nodal é aplicada, os campos de deslocamento e de tensão obtidos, geralmente, são mais suaves e mais precisos, quando comparados com resultados obtidos por outros métodos. Além disso, este método por ser definido como sendo um método verdadeiramente sem malha, pois apenas exige a localização dos nós no espaço para discretizar completamente o domínio do problema, de modo a não precisar de nenhuma outra informação. Apesar de ser um método recente, já foi utilizado em aplicações diferentes, como na análise estática de problemas 3D [63], análise estática de problemas isotrópicos e ortotrópicos [64], na análise de funcionamento gradual em placas de materiais [65], na abordagem 3D de problemas para placas laminadas e cascas [66, 67], na análise dinâmica de vários problemas de mecânica dos sólidos [68-71], na aplicação de materiais não lineares [72], na análise de chapas de elevada espessura [73], na análise de feixes laminados, na análise de grandes deformações [74], na aplicação da remodelação do tecido ósseo [75-

82], na análise axissimétrica de placas circulares [83] e na previsão de abertura da fenda [84].

2.3.3.1 Vizinhos naturais

Ao contrário do RPIM, que se baseia no uso de domínios de influência, para determinar a conectividade nodal, o NNRPIM usa o conceito do vizinho natural, introduzido pela primeira vez em 1980 [85], como a forma de obter células de influência que funcionam como estruturas essenciais da conectividade nodal neste método. As células de influência são determinadas com base nas relações geométricas e espaciais entre as células de Voronoi, obtidas a partir do diagrama Voronoi da distribuição nodal, sendo assim denominadas células de influência e não domínios de influência.

O conceito de diagrama de Voronoi pode ser aplicável a qualquer espaço D-dimensional, no entanto, apenas é apresentado o procedimento bidimensional, para efeitos de simplificação da apresentação conceitual.

Considera-se um conjunto de N nós distintos, discretizando o domínio espacial $\Omega \in \mathbb{R}^2$,

$$N = \{n_0, n_1, \dots, n_N\} \quad (5)$$

Na Figura 14 a) está apresentado um esquema de Voronoi.

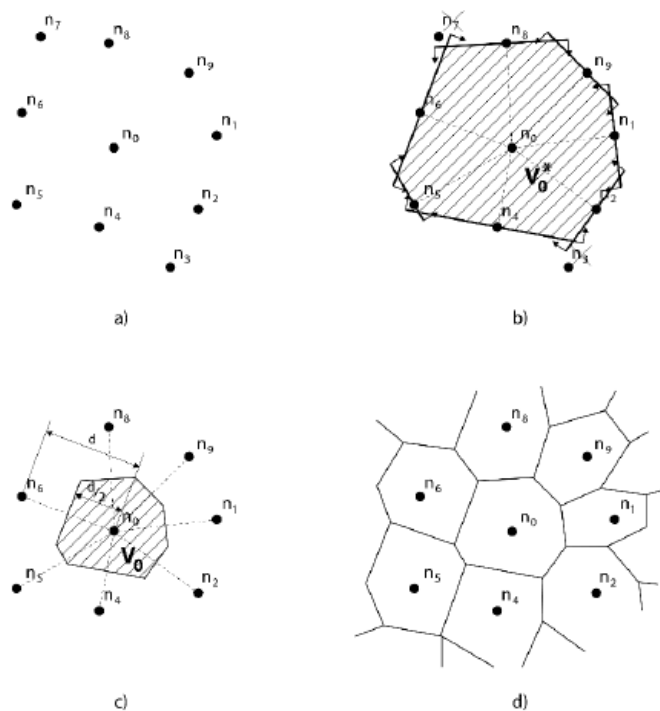


Figura 14 - a) Nós vizinhos do nó n_0 , b) Célula Provisória de Voronoi, c) Célula de Voronoi e d) Diagrama de Voronoi [62].

Tomando o nó n_0 como exemplo, é possível obter uma célula provisória de Voronoi, que contém todos os nós vizinhos de n_0 (Figura 14 b). Os nós localizados fora da célula provisória de Voronoi são descartados. Isto é conseguido pela escolha de um vizinho potencial, por exemplo o nó n_5 , e pelo cálculo do vetor normal u_{50} .

$$u_{50} = \frac{(x_0 - x_5)}{\|x_0 - x_5\|} \quad (6)$$

sendo $u_{50} = [u_{50}, v_{50}, w_{50}]$. Todos os nós que não respeitarem a seguinte equação

$$u_{50}x + v_{50}y + w_{50}z \geq (u_{50}x_5 + v_{50}y_5 + w_{50}z_5) \quad (7)$$

são descartados.

Tendo a célula de Voronoi provisória para o nó n_0 , é possível obter a célula Voronoi, V_0 . Conforme ilustra na Figura 14 c), a distância entre o nó n_0 e o limite da célula de Voronoi, V_0 é metade do nó e no vizinho em questão., norma Euclidiana. Usando outra vez o nó n_5 como exemplo, a distância entre n_0 e a fronteira do nó n_5 é dada por

$$d_{n_0, n_5} = \frac{E(x_0, x_5)}{2} \quad (8)$$

Seguindo o mesmo procedimento para todos os nós que discretizam o domínio do problema, é possível obter o diagrama de Voronoi (Figura 14 d) [62].

2.3.3.2 Células de influência e conectividade nodal

A conectividade nodal do método NNRPIM é semelhante à do RPIM, já que ambas são obtidas pela sobreposição de células de influência.

As células de influência estão divididas em duas categorias, de acordo com o seu nível de conectividade nodal:

- Células de influência de primeiro grau: contêm vizinhos naturais de primeiro grau de um certo ponto;
- Células de influência de segundo grau: contêm não apenas vizinhos naturais de primeiro grau de um certo ponto, mas também vizinhos naturais de todos os nós pertencentes às células de influência do primeiro grau.

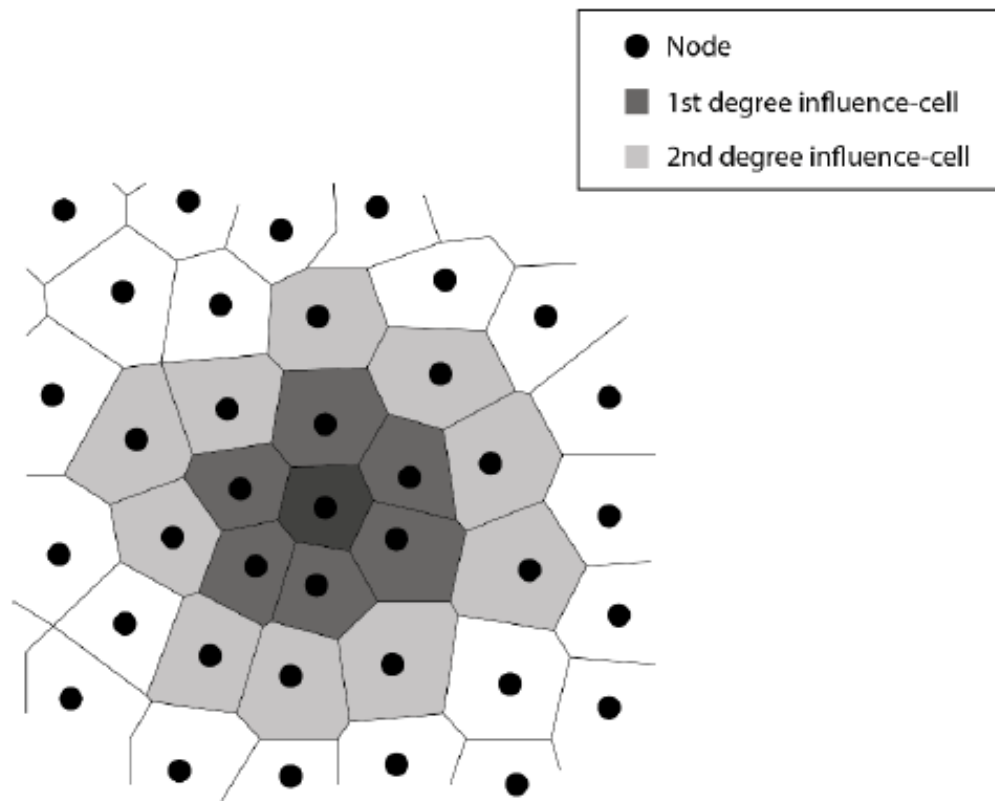


Figura 15 - Diagrama de Voronoi [62].

Na Figura 15 está representado o diagrama de Voronoi, contendo células de influência de primeiro grau e segundo grau. É possível observar, na imagem, que as células de influência de segundo grau possuem maior conectividade nodal [62].

2.3.3.3 Integração numérica

As equações diferenciais que regem o problema são integradas, o que constitui uma das maiores vantagens do NRPIM. Segundo a construção do diagrama de Voronoi, é possível obter uma malha de integração dependente nodal baseada puramente na informação espacial da distribuição nodal.

Com o uso da tecelagem de Delaunay (Figura 16 b), os nós das células de Voronoi que partilham fronteiras comuns encontram-se conectados, e a sobreposição da tecelagem de Delaunay com as fronteiras das células de influência conduz a uma sub-célula menor.

Com base na integração de Gauss-Legendre, os pontos de integração são inseridos no centro da barra de cada sub-célula (Figura 17).

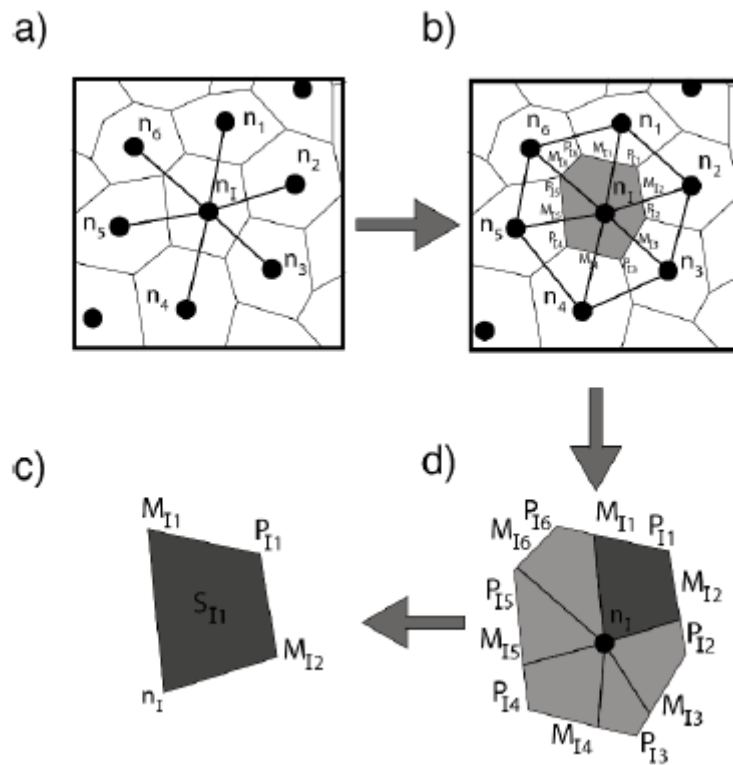


Figura 16 - a) Tecelagem de Delaunay, b) Tecelagem Delaunay com pontos de interseção e pontos médios, c) Quadriláteros e d) Sub - células [62].

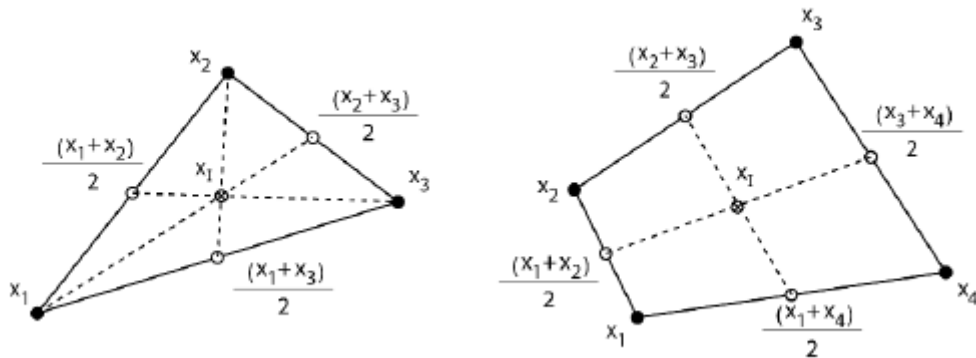


Figura 17 - Ponto de integração inserido em uma sub - célula triangular e quadrangular, respectivamente [62].

O exemplo representado anteriormente utiliza apenas um ponto de integração em cada sub-célula. Para adicionar mais pontos de integração, é necessário que a sub-célula seja dividida de novo em sub-células quadriláteras menores (Figura 18) e, de seguida, o processo segue o princípio descrito na integração numérica do RPIM utilizando células de integração quadriláteras.

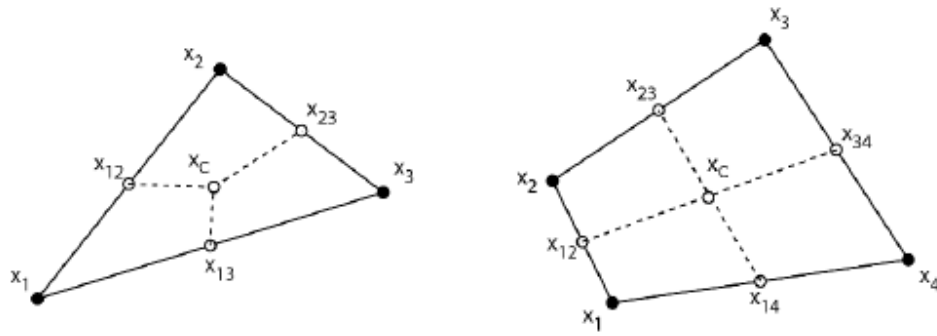


Figura 18 - Sub - células quadriláteras e triangulares com múltiplos pontos de integração [62].

No entanto, a adição de mais pontos de integração não aumenta significativamente a precisão da solução, e aumenta consideravelmente o custo computacional [75].

Repetindo o processo para as restantes células de Voronoi, obtém-se a malha de integração de domínio.

2.3.4 Funções de forma

Ambos os processos, RPIM e NNRPIM, usam as mesmas funções de forma, com base numa combinação de funções de base radial com funções polinomiais.

Considere-se uma função de forma $u(\mathbf{x})$, definida num determinado domínio de influência e discretizada por um conjunto de N nós distintos. É assumido que apenas os nós pertencentes à célula de influência do nó de interesse \mathbf{x}_I afetam $u(\mathbf{x}_I)$. O valor da função $u(\mathbf{x}_I)$ no ponto de interesse \mathbf{x}_I é obtido por

$$u(\mathbf{x}_I) = \mathbf{R}^T(\mathbf{x}_I)\mathbf{a} + \mathbf{p}^T(\mathbf{x}_I)\mathbf{b}, \quad (9)$$

onde $R_i(\mathbf{x}_I)$ é uma função de base radial, $p_j(\mathbf{x}_I)$ é uma função de base polinomial, n é o número de nós dentro do domínio de influência do ponto \mathbf{x}_I , e $a_i(\mathbf{x}_I)$ e $b_j(\mathbf{x}_I)$ são coeficientes não constantes de $R_i(\mathbf{x}_I)$ e $p_j(\mathbf{x}_I)$, respetivamente [62]. Os vetores da equação (9) definem-se por,

$$\begin{aligned} \mathbf{R}^T(\mathbf{x}_I) &= \{R_1(\mathbf{x}_I), R_2(\mathbf{x}_I), \dots, R_n(\mathbf{x}_I)\} \\ \mathbf{p}^T(\mathbf{x}_I) &= \{p_1(\mathbf{x}_I), p_2(\mathbf{x}_I), \dots, p_m(\mathbf{x}_I)\} \\ \mathbf{a}^T(\mathbf{x}_I) &= \{a_1(\mathbf{x}_I), a_2(\mathbf{x}_I), \dots, a_n(\mathbf{x}_I)\} \\ \mathbf{b}^T(\mathbf{x}_I) &= \{b_1(\mathbf{x}_I), b_2(\mathbf{x}_I), \dots, b_m(\mathbf{x}_I)\} \end{aligned} \quad (10)$$

Nas FBR a variável é a distância r_{Ii} entre o ponto de interesse e o nó vizinho \mathbf{x}_i , em que r_{Ii} é obtido pela seguinte equação

$$r_{Ii} = \sqrt{(x_I - x_i)^2 + (y_I - y_i)^2 + (z_I - z_i)^2}. \quad (11)$$

Este trabalho utiliza a FBR multiquadrática (MQ), proposta inicialmente por Hardy [86],

$$R(r_{li}) = (r_{li}^2 + c^2)^p \quad (12)$$

onde c e p são os parâmetros de forma. A variação destes dois parâmetros geralmente afeta a performance da FBR, como tal necessitam de ser otimizados com recurso a testes numéricos [63]. De modo a garantir que a matriz de interpolação da RBF é invertível, a base polinomial adicionada não pode ser absolutamente escolhida. É comum adicionar-se bases polinomiais de baixo grau. Neste trabalho as bases utilizadas são,

Base nula:

$$x^T = \{x, y\}; p^T(x) = \{0\}; m = 0, \quad (13)$$

Base constante:

$$x^T = \{x, y\}; p^T(x) = \{1\}; m = 1, \quad (14)$$

Base linear:

$$x^T = \{x, y\}; p^T(x) = \{1, x, y\}; m = 3 \text{ e} \quad (15)$$

Base quadrática:

$$x^T = \{x, y\}; p^T(x) = \{1, x, y, x^2, xy, y^2\}; m = 6. \quad (16)$$

A base polinomial tem ainda que satisfazer um requerimento extra, de modo a obter-se uma solução única [87],

$$\sum_{i=1}^n p_j(x_i) a_i(x_i) = 0, j = 1, 2, \dots, m \quad (17)$$

Assim, um novo sistema de equações pode ser reescrito,

$$\begin{Bmatrix} u_s \\ 0 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} R_Q & P_m \\ P_m^T & 0 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} a \\ b \end{Bmatrix} = G \begin{Bmatrix} a \\ b \end{Bmatrix} \quad (18)$$

onde

$$u_s = \{u_1, u_2, \dots, u_n\}^T \quad (19)$$

$$R_Q = \begin{bmatrix} R(r_{11}) & R(r_{12}) & \dots & R(r_{1n}) \\ R(r_{21}) & R(r_{22}) & \dots & R(r_{2n}) \\ \vdots & \vdots & & \vdots \\ R(r_{n1}) & R(r_{n2}) & \dots & R(r_{nm}) \end{bmatrix} \quad (20)$$

A base polinomial linear é definida por,

$$P_m = \begin{bmatrix} 1 & 1 & \dots & 1 \\ x_1 & x_2 & \dots & x_n \\ y_1 & y_2 & \dots & y_n \end{bmatrix}^T \quad (21)$$

Desenvolvendo a equação (18),

$$\begin{Bmatrix} a \\ b \end{Bmatrix} = G^{-1} \begin{Bmatrix} u_s \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (22)$$

E por substituição na equação (9) obtém-se,

$$u(x_1) = \{R^T(x_1), p^T(x_1)\} G^{-1} \begin{Bmatrix} u_s \\ 0 \end{Bmatrix} = \varphi(x_1) u_s \quad (23)$$

sendo $\varphi(x)$ a função de forma,

$$\varphi(x_1) = \{R^T(x_1), p^T(x_1)\} G^{-1} = \{\varphi_1(x_1), \varphi_2(x_1), \dots, \varphi_n(x_1)\} \quad (24)$$

A derivada parcial de $\varphi(x)$ em ordem variável ξ é definida por,

$$\varphi_{,\xi}(x_1) = \{R_{,\xi}^T(x_1), p_{,\xi}^T(x_1)\} G^{-1} \quad (25)$$

As derivadas parciais da FBR-MQ em ordem a x e a y ,

$$R_{,x}(r_{li}) = 2p(r_{li}^2 + c^2)^{p-1} (x_j - x_i) \quad (26)$$

$$R_{,y}(r_{li}) = 2p(r_{li}^2 + c^2)^{p-1} (y_j - y_i) \quad (27)$$

Trabalhos pioneiros defendem que as funções de forma RPIM possuem a propriedade de delta Kronecker [43].

DESENVOLVIMENTO

3 DESENVOLVIMENTO

3.1 Trabalho experimental

Neste capítulo é feita uma exposição detalhada dos materiais utilizados para a realização do trabalho experimental, bem como de todo o processo inerente à sua concretização. São descritos os ensaios realizados, analisados os modos de rotura, as curvas força-deslocamento ($P-\delta$) e a resistência das juntas.

3.1.1 Materiais utilizados

Neste subcapítulo são descritos todos os materiais usados no trabalho experimental, mais propriamente os substratos e os adesivos, e é feita uma análise detalhada das suas propriedades mecânicas mais relevantes para as análises analítica e numérica a realizar.

3.1.1.1 Substratos

O material usado como substrato em todas as juntas consiste na liga de alumínio AL6082-T651. Esta liga de alumínio é obtida através de envelhecimento artificial a uma temperatura de 180°C. A sua seleção deveu-se não só às boas propriedades mecânicas, mas também ao amplo campo de aplicações estruturais em forma extrudida e laminada. Esta liga de alumínio foi caracterizada em trabalhos anteriores [88], onde foram definidas as seguintes propriedades: resistência à tração de 324,00±0,16 MPa, módulo de Young (E) de 70,07±0,83 GPa, tensão de cedência à tração de 261,67±7,65 MPa e deformação de rotura à tração de 21,70±4,24%.

As curvas tensão-deformação ($\sigma-\epsilon$) dos substratos de alumínio foram obtidas experimentalmente de acordo com a norma ASTM-E8M-04 [88], e encontram-se representadas na Figura 19. Também está representada a aproximação numérica usada nos MDC.

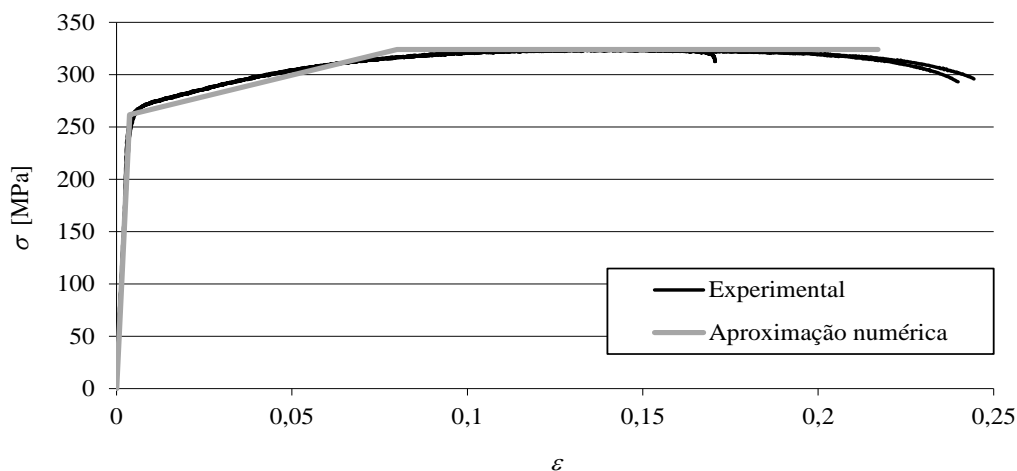


Figura 19-Curvas tensão-Deformação σ - ϵ da liga de Alumínio AL6082 - T651 [88].

3.1.1.2 Adesivos

Neste tópico descrevem-se os adesivos usados no trabalho experimental e suas propriedades. Nos ensaios efetuados usaram-se três tipos de adesivos: o Araldite® AV138, que se caracteriza por ser um adesivo epóxico frágil, o Araldite® 2015, definido como sendo um adesivo epóxico dúctil, e o adesivo Sikaforce® 7752, que se caracteriza como um adesivo poliuretano estrutural que combina elevada ductilidade com resistência mecânica moderada.

3.1.1.2.1 Araldite® AV138

O adesivo Araldite® AV138 descreve-se como um adesivo epóxico frágil mas de elevada resistência, adequado para ligar materiais de famílias diferentes tais como metais, compósitos e polímeros [89]. As curvas σ - ϵ dos provetes maciços ensaiados à tração são dadas na Figura 20 [89]. Na Tabela 2 visualizam-se as propriedades mecânicas mais relevantes deste adesivo.

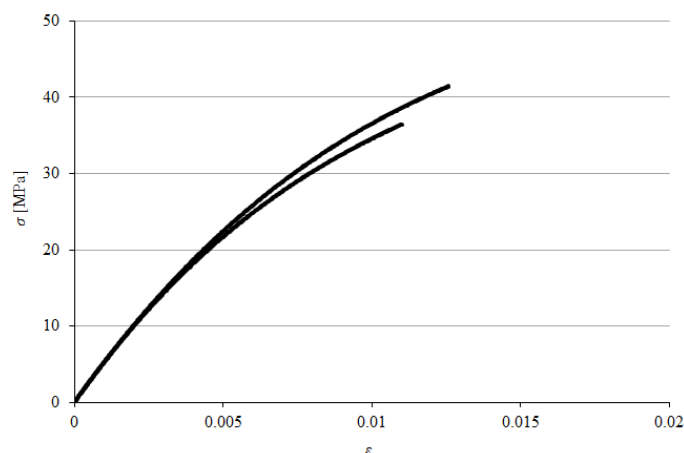


Figura 20-Curvas σ - ϵ de provetes maciços do adesivo Araldite® AV138 [90].

Tabela 2-Propriedades mecânicas do adesivo Araldite® AV138 [91].

Propriedades	Araldite® AV138
Módulo de Young, E [GPa]	4,89±0,81
Coefficiente de Poisson, ν	0,35 ^b
Tensão de cedência à tração, σ_y [MPa]	36,49±2,47
Tensão de rotura à tração, σ_f [MPa]	39,45±3,18
Deformação de rotura à tração, ϵ_f [%]	1,21±0,10
Módulo de elasticidade ao corte, G_{13} [GPa]	1,56±0,01
Tensão de cedência ao corte, τ_y [MPa]	25,1±0,33
Tensão de rotura ao corte, τ_f [MPa]	30,2±0,40
Deformação de rotura ao corte, γ_f [%]	7,8±0,7
Tenacidade à tração, G_{Ic} [N/mm]	0,20 ^a
Tenacidade ao corte, G_{IIc} [N/mm]	0,38 ^a
^a valores estimados na referência [92].	
^b valor do fabricante.	

3.1.1.2.2 Araldite® 2015

O adesivo Araldite® 2015 define-se como um adesivo epóxico estrutural de duas partes, de ductilidade moderada e que, comparando com o adesivo Araldite® AV138, oferece uma resistência à tração e corte inferiores. No entanto, o facto de ser um adesivo dúctil possibilita a redistribuição de tensões nas regiões de concentração, tipicamente nas extremidades das juntas, devido à existência de assimetria da junta e do efeito de deformação diferencial dos aderentes [89].

Na Figura 21 apresentam-se as curvas σ - ϵ dos provetes maciços para este adesivo [90]. Na Tabela 3 estão apresentadas as propriedades mecânicas mais relevantes deste adesivo.

Comparando os valores deste adesivo com o Araldite® AV138, verifica-se que a deformação de rotura ao corte é quase seis vezes superior. Por outro lado, a tensão de

rotura ao corte e à tração do Araldite® AV138 é praticamente o dobro da do Araldite® 2015.

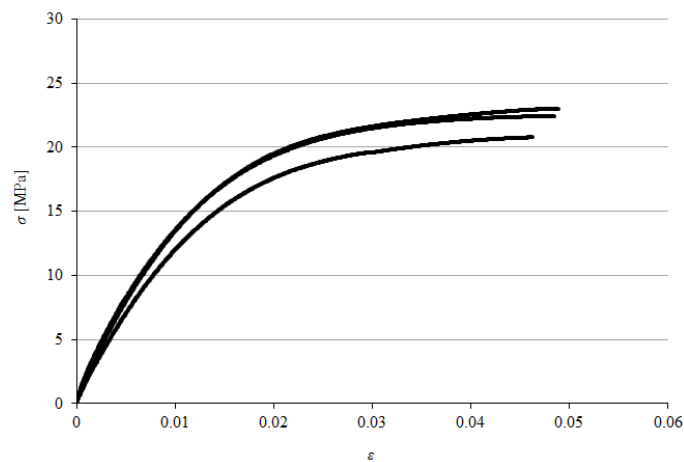


Figura 21-Curvas σ - ϵ de provetes maciços do adesivo Araldite® 2015 [90].

Tabela 3-Propriedades mecânicas do adesivo Araldite® 2015 [89].

Propriedades	Araldite® 2015
Módulo de Young, E [GPa]	$1,85 \pm 0,21$
Coefficiente de Poisson, ν	$0,33^a$
Tensão de cedência à tração, σ_y [MPa]	$12,63 \pm 0,61$
Tensão de rotura à tração, σ_f [MPa]	$21,63 \pm 1,61$
Deformação de rotura à tração, ϵ_f [%]	$4,77 \pm 0,15$
Módulo de elasticidade ao corte, G_{13} [GPa]	$0,56 \pm 0,21$
Tensão de cedência ao corte, τ_y [MPa]	$14,6 \pm 1,3$
Tensão de rotura ao corte, τ_f [MPa]	$17,9 \pm 1,8$
Deformação de rotura ao corte, γ_f [%]	$43,9 \pm 3,4$
Tenacidade à tração, G_{Ic} [N/mm]	$0,43 \pm 0,02$
Tenacidade ao corte, G_{IIc} [N/mm]	$4,70 \pm 0,34$
^a valor do fabricante.	

3.1.1.2.3 Sikaforce 7752

O adesivo Sikaforce[®] 7752 é um adesivo dúctil, conforme se pode observar na curva σ - ϵ da Figura 22 [93]. Comparativamente aos adesivos Araldite[®] AV138 e Araldite[®] 2015, o SikaForce[®] 7752 é o que apresenta a menor resistência ao corte e tração dos três adesivos, no entanto é o mais dúctil do conjunto. Trata-se de um adesivo à base de poliuretano, que se apresenta sob a forma de dois componentes, resina e endurecedor. A mistura da resina/endurecedor faz-se numa razão de 100 g/20 g, respetivamente. Na Tabela 4 apresentam-se as propriedades mecânicas mais relevantes do adesivo [93].

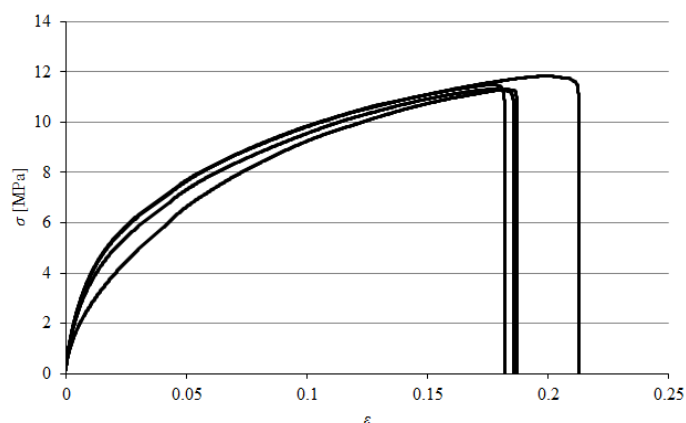


Figura 22-Curvas σ - ϵ de provetes maciços de SikaForce[®] 7752 [93].

Tabela 4-Propriedades mecânicas do adesivo Sikaforce[®] 7752 [93].

Propriedades	Sikaforce [®] 7752 L60
Módulo de Young, E [GPa]	$0,493 \pm 0,89$
Coefficiente de Poisson, ν	$0,33^a$
Tensão de cedência à tração, σ_y [MPa]	$3,24 \pm 0,5$
Tensão de rotura à tração, σ_f [MPa]	$11,49 \pm 0,3$
Deformação de rotura à tração, ϵ_f [%]	$19,18 \pm 1,4$
Módulo de elasticidade ao corte, G_{13} [GPa]	$0,188 \pm 16,4$
Tensão de cedência ao corte, τ_y [MPa]	$5,16 \pm 1,1$
Tensão de rotura ao corte, τ_f [MPa]	$10,17 \pm 0,6$
Deformação de rotura ao corte, γ_f [%]	$54,82 \pm 6,4$
Tenacidade à tração, G_{Ic} [N/mm]	$2,36 \pm 0,2$
Tenacidade ao corte, G_{IIc} [N/mm]	$5,41 \pm 0,5$
^a valor do fabricante	

Em função das propriedades obtidas, é expectável que a resistência de juntas adesivas coladas com este adesivo seja elevada, pois este adesivo combina uma resistência muito aceitável com a elevada ductilidade dos poliuretanos. Assim, são permitidas tensões elevadas na camada de adesivo, bem como um efeito acentuado de plastificação sem rotura das extremidades do adesivo com o carregamento progressivo das juntas, o que conduz a uma elevada resistência [94].

3.1.2 Geometria das juntas

Tendo os materiais a utilizar e a configuração do ensaio definidos, a geometria das juntas e as respetivas dimensões estão apresentadas na Figura 23. Para a realização dos ensaios experimentais foram considerados valores de L_0 de 12,5 mm, 25 mm, 37,5 mm e 50 mm.

O valor de t_A considerado foi de 0,2 mm. O comprimento útil dos provetes (L_{UP}) entre amarras é de 170 mm, o comprimento dos substratos (L_s) é de 140 mm, b é de 25 mm e t_s é igual a 3 mm. O comprimento útil dos substratos (L_{US}) varia em função de L_0 e L_{UP} . As dimensões dos provetes produzidos estão apresentadas na Tabela 5.

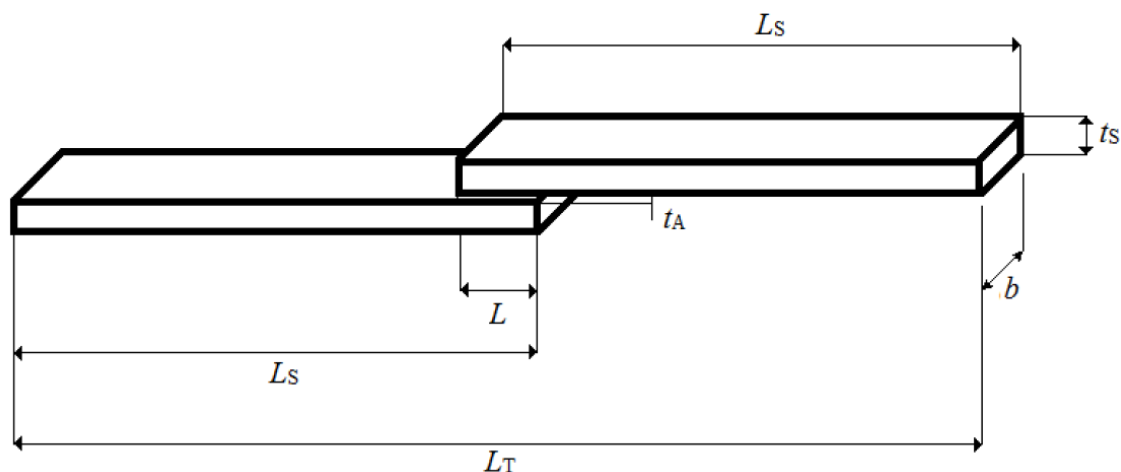


Figura 23 - Configuração e dimensões das JSS.

Tabela 5 - Dimensões dos provetes.

Comprimento de sobreposição (L_0)	12,5	25	37,5	50	[mm]
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				

De salientar que é necessária a utilização de calços para auxiliar o alinhamento dos provetes no equipamento de ensaio. Os calços têm um comprimento de 25 mm e b igual à dos provetes, para serem devidamente colados às extremidades dos provetes, com o intuito de eliminar as excentricidades nas condições de apoio.

3.1.3 Processo de fabrico

No processo de fabrico são considerados 60 provetes, 20 por cada adesivo (Araldite® AV138, Araldite® 2015 e SikaForce® 7752). Os substratos para estes provetes foram obtidos a partir de chapas de alumínio com 3 mm de espessura.

Preparação de superfície:

Após a obtenção dos provetes, é necessário iniciar o processo de preparação das superfícies. Como tal, foi preciso granalhar as zonas de contacto do provete com o adesivo numa granalhadora “Cidblast” modelo RT6S (Figura 24). Esta etapa decorreu no Laboratório de Ensaios Mecânicos (LEM) do Instituto Superior de Engenharia do Porto (ISEP).



Figura 24 - Granalhadora Cidblast RT6S do LEM (ISEP).

A granalhagem consiste na passagem de um jato de partículas de areia (SiO_2) através de uma pistola sobre o provete (Figura 25), o que garante que a preparação de superfície em termos de uniformidade seja melhor, comparativamente ao processo de lixagem manual.



Figura 25 - Processo de granalhagem dos substratos.

Este processo de preparação de superfície proporciona uma fácil remoção da contaminação superficial dos provetes devido à dureza das partículas de areia e promove uma melhor adesão, pois aumenta a energia superficial.

Após o processo de granalhagem, as superfícies foram submetidas a um processo de limpeza (Figura 26). Este processo consiste em limpar os substratos com papel absorvente e acetona, que tem como objetivo remover os pós resultantes da granalhagem. A principal vantagem do solvente é sua forte volatilidade, já que os substratos são limpos e secam rápido, o que permite que a adesão seja quase imediata.

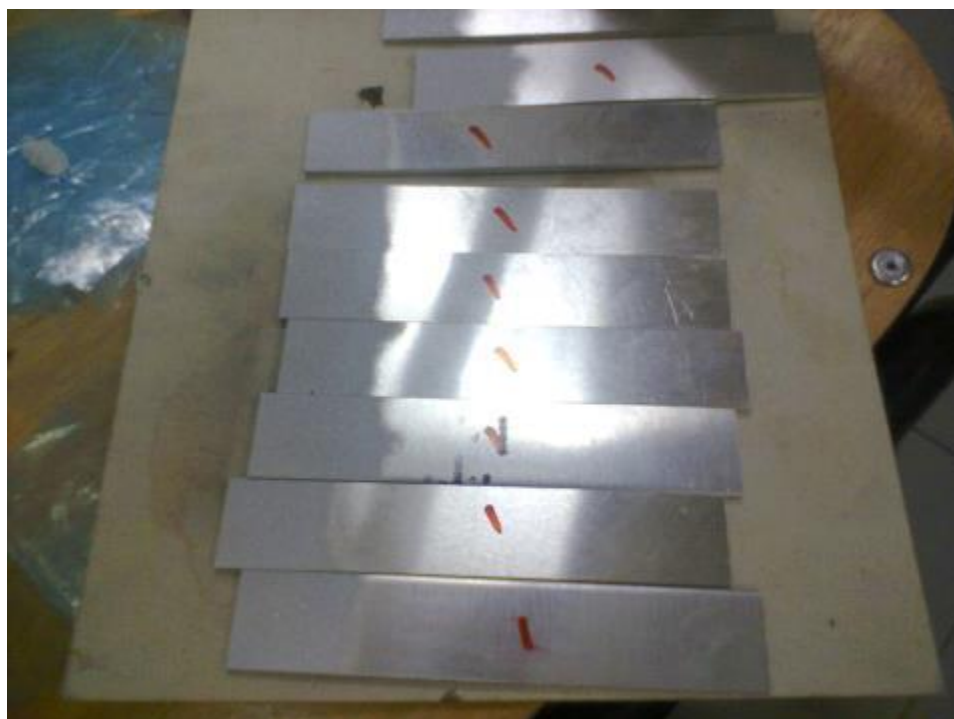


Figura 26 - Substratos após limpeza da superfície.

Para garantir o valor de t_A desejado, conforme mencionado no subcapítulo 3.1.2, foram utilizados fios de pesca com o diâmetro igual a t_A . Os fios de pesca foram posicionados nos substratos com fita-cola, de forma a se posicionarem entre dois a três milímetros na zona de sobreposição (Figura 27) para garantir a espessura necessária, através da criação de uma barreira de 0,2 mm, na altura da montagem da junta.



Figura 27 - Fita-cola com fios de pesca colada nos substratos de um provete.

De forma a que o processo de colagem ocorra sem obstruções e de forma precisa, aderentes foram colocados sobre barras de madeira, mais largas do que os aderentes e alinhados a um dos lados da barra, para que o seu alinhamento longitudinal seja garantido.

As tiras de Teflon® entre os aderentes e as barras de apoio (Figura 28) têm como objetivo evitar que o excesso de adesivo aplicado promova a união dos provetes com a barra de madeira.



Figura 28 - Tiras de Teflon® entre os substratos e barra de apoio.

Colagem dos substratos:

Após os substratos alinhados, realizou-se a aplicação manual dos respectivos adesivos à temperatura ambiente. Para o adesivo Araldite® 2015 foi utilizado uma pistola de acionamento manual (Figura 29).



Figura 29 - Pistola de acionamento manual para a aplicação do adesivo Araldite® 2015.

Os adesivos Araldite® AV138 e Sikaforce® 7752 foram aplicados por uma espátula e uma pistola de ar comprimido (Figura 30), respetivamente.



Figura 30 - Pistola de ar comprimido para aplicação do Sikaforce® 7752.

Após a aplicação dos adesivos, os aderentes superiores foram posicionados e pressionados. De seguida, foram verificados individualmente para cada provete o valor de L_0 e o respetivo alinhamento.

De maneira a garantir as dimensões pretendidas durante o processo de cura, todos os provetes foram fixos e pressionados com grampos de fixação (Figura 31).



Figura 31 - Provete fixo com os grampos de fixação.

O processo de cura dos adesivos seguiu as especificações do fabricante, ou seja, para os três adesivos a cura completa durou pelo menos 48 horas, à temperatura ambiente.

Preparação dos provetes para ensaio:

Após o processo de cura, os provetes devem ser preparados para ensaio. A preparação dos provetes começou com a remoção dos fios de pesca e da fita-cola, com o auxílio de um alicate. De seguida, fez-se a remoção do excesso de adesivo, nas Oficinas Mecânica do ISEP, com a ajuda de uma mó de desgaste aplicada numa furadora vertical. Durante este processo, foram sempre tomadas as devidas precauções para que não ocorresse o aquecimento significativo dos provetes e por consequência a sua danificação. O aspeto final dos provetes é apresentado na Figura 32.



Figura 32 - Aspeto de um provete após remoção do excesso de adesivo.

Para alinhar os provetes no equipamento de ensaio é necessário colar calços nos substratos. O posicionamento dos calços varia em função de L_0 de maneira a garantir que o valor de L_{UP} seja igual a 180 mm. Na Figura 33, é possível ter noção do posicionamento dos calços nos provetes para juntas com L_0 desde 12,5 mm até 50 mm, da esquerda para a direita. De modo a manter um valor constante de L_{UP} , o posicionamento dos calços nos substratos variou em função de L_0 relativamente à extremidade livre.

Os provetes foram inumerados de 1 a 5 para os três adesivos de forma a ser mais fácil a sua identificação. Após a colagem dos calços nos substratos, os provetes foram curados à temperatura ambiente até à realização dos ensaios.



Figura 33 - Localização dos calços nos provetes.

3.1.4 Ensaio das juntas

Os provetes foram ensaiados no equipamento da marca SHIMADZU Autograph modelo AG-X (Figura 34), disponível no LEM do ISEP. Esta máquina é equipada com uma célula de carga de 100 kN e está conectada a um computador externo provido de uma aplicação informática denominada TRAPEZIUM X que permite a gravação dos dados de ensaio e resulta na obtenção de um ficheiro MS Excel® com os valores de P e δ .

A realização dos ensaios seguiu a Norma NP EN 10002 – 1:2006, e decorrem à temperatura ambiente e a uma velocidade de 1 mm/min.

Os provetes sofreram uma solitação pelas extremidades dos substratos, com uma distância entre amarras de 170 mm para ambas as juntas. O alinhamento dos provetes foi controlado pelos calços de 25 mm de comprimento, o que resultou na disposição dos provetes na máquina de ensaio, apresentada na Figura 34.



Figura 34 - Posicionamento de um provete no ensaio de tração.

3.1.5 Resultados obtidos

Neste subcapítulo é feita a descrição das curvas $P-\delta$ obtidas, dos modos de rotura e da resistência da JSS em função da geometria e do tipo de adesivo.

3.1.5.1 Curvas $P-\delta$

Na Figura 35 estão apresentadas as curvas $P-\delta$ relativas aos ensaios do adesivo Araldite® AV138, para os quatro valores de L_0 considerados. Na Figura 35 vê-se uma repetibilidade razoável das curvas para cada L_0 , com a exceção da Figura 35 a) e Figura 35 c). No primeiro caso, nota-se uma diferenciação entre dois pares de provetes ao nível dos $\delta_{P_{máx}}$ atingidos. No caso da Figura 35 c) um dos provetes diferencia-se dos restantes no valor de $\delta_{P_{máx}}$ atingido. Numa forma geral visualiza-se um comportamento maioritariamente linear até à rotura de todos os provetes representados na Figura 35, apesar de se verificarem algumas vibrações na rigidez elástica dos provetes devido à flexibilidade e folgas da máquina, bem como ao escorregamento entre as amarras e os provetes. Na Figura 36 estão apresentadas as curvas $P-\delta$ relativas aos ensaios do adesivo Araldite® 2015, para os quatro valores de L_0 considerados.

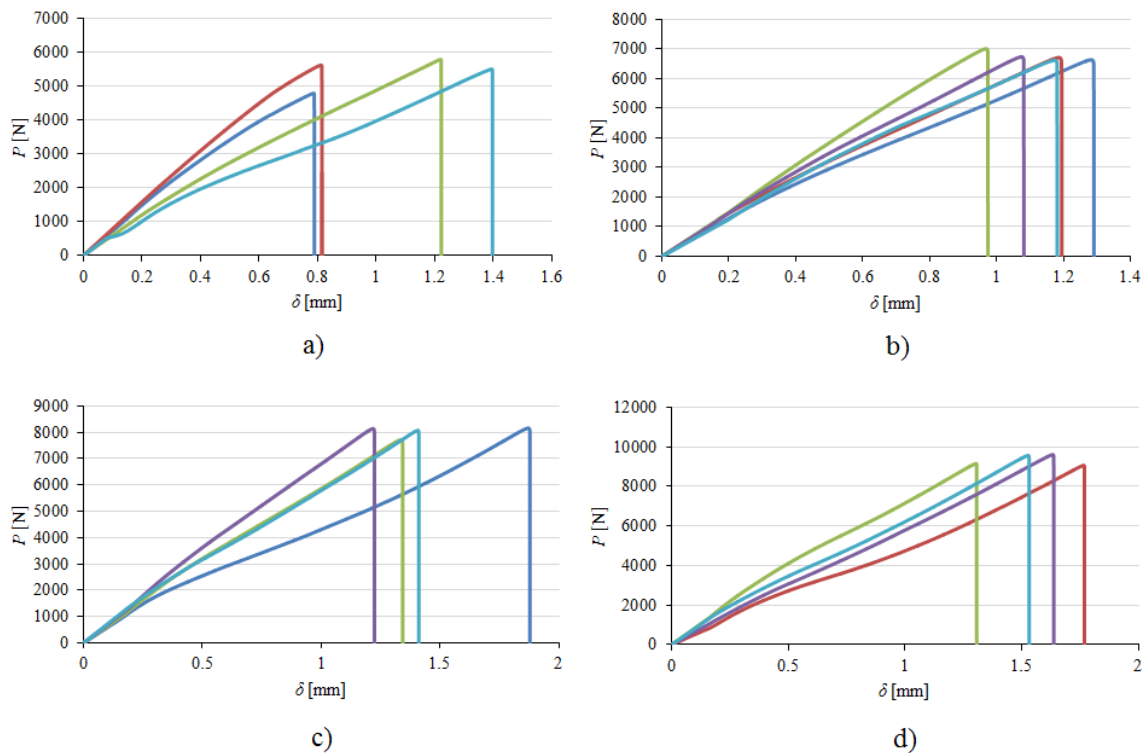


Figura 35 – Curvas P - δ obtidas experimentalmente do ensaio de JSS com o adesivo Araldite® AV138, para valores de L_0 de: a) 12,5 mm, b) 25 mm, c) 37,5 mm e d) 50 mm.

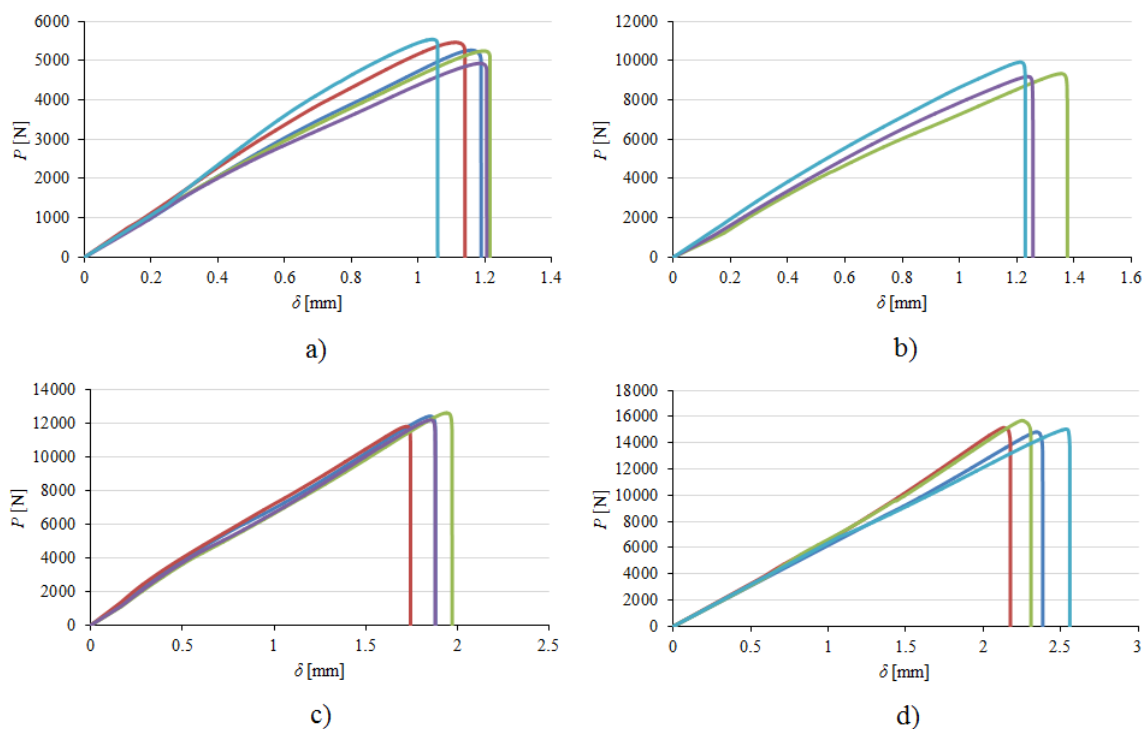


Figura 36 - Curvas P - δ obtidas experimentalmente do ensaio de JSS com o adesivo Araldite® 2015, para valores de L_0 de: a) 12,5 mm, b) 25 mm, c) 37,5 mm e d) 50 mm.

A Figura 36 apresenta uma boa repetibilidade comparativamente à Figura 35, no que diz respeito à rigidez dos provetes, valores de $P_{m\acute{a}x}$ e $\delta_{Pm\acute{a}x}$. Na generalidade, o comportamento das juntas é linear até à rotura, o que verifica apenas alguns desvios devido ao escorregamento entre as amarras e os provetes, e à flexibilidade do equipamento.

Na Figura 37 estão apresentadas as curvas $P-\delta$ relativas aos ensaios do adesivo Sikaforce® 2015, para os quatro valores de L_0 considerados.

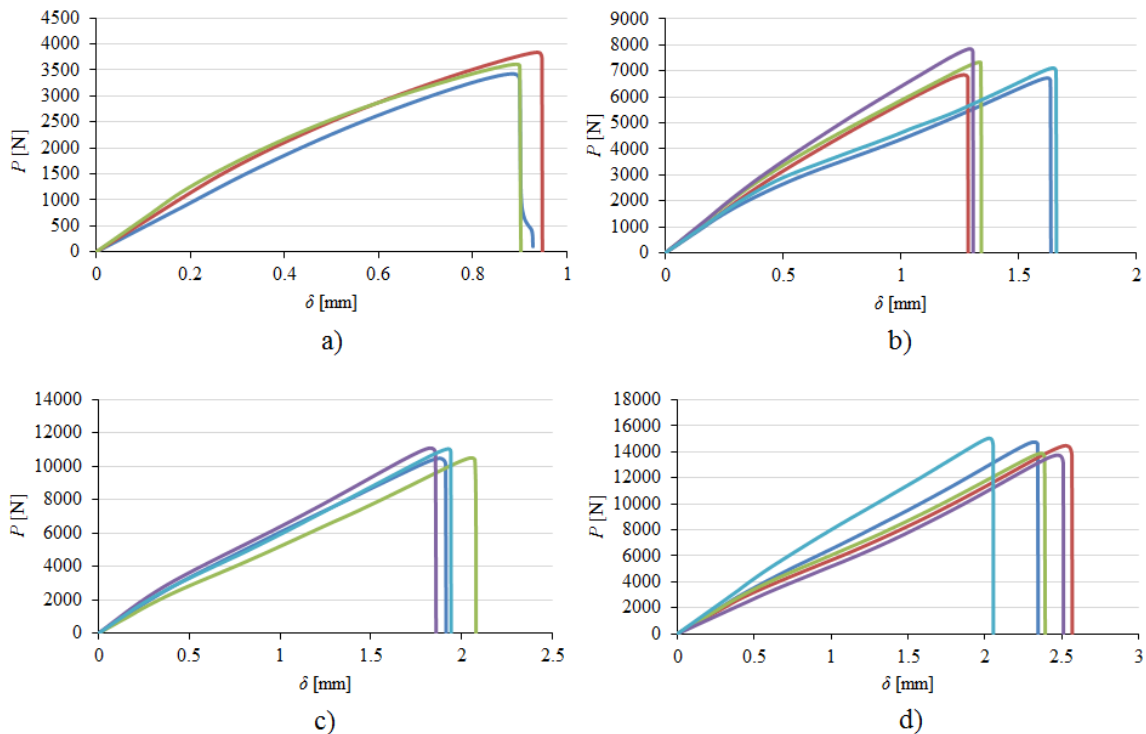


Figura 37 - Curvas $P-\delta$ obtidas experimentalmente do ensaio de JSS com o adesivo Sikaforce® 7752, para valores de L_0 de: a) 12,5 mm, b) 25 mm, c) 37,5 mm e d) 50 mm.

Na Figura 37 pode-se visualizar uma repetibilidade de curvas de nível intermédio entre todos os provetes de cada L_0 , sendo superior à obtida com o adesivo Araldite® AV138, mas inferior à obtida com o adesivo Araldite® 2015. O adesivo Sikaforce® 7752 apresenta uma particularidade em relação aos anteriores. Este adesivo apresenta uma menor resistência comparativamente aos outros adesivos mas apresenta maior ductilidade. Como tal, verifica-se claramente a ocorrência da transição elasto-plástica do adesivo no domínio de forças atingidas no ensaio. Após o processo de plastificação do adesivo, as juntas comportam-se de forma praticamente linear até à rotura, com algumas exceções devido também a escorregamentos entre amarras e provetes, flexibilidade do equipamento e folgas do mesmo. Ainda na Figura 37 verifica-se um aumento dos valores de $P_{m\acute{a}x}$ e $\delta_{Pm\acute{a}x}$ nas juntas à medida que se incrementa o valor de L_0 . De salientar que alguns provetes não aparecem exibidos na Figura 35, Figura 36 e

Figura 37 porque foram considerados inválidos nesta análise devido a apresentarem comportamentos demasiado diferentes dos restantes provetes.

3.1.5.2 Modos de rotura

Não se observou plastificação dos aderentes em nenhuma das configurações de juntas testadas. Na Figura 38 estão representados exemplos de modos de rotura obtidos para as JSS ensaiadas com o adesivo Araldite® AV138 para os diversos valores de L_0 .

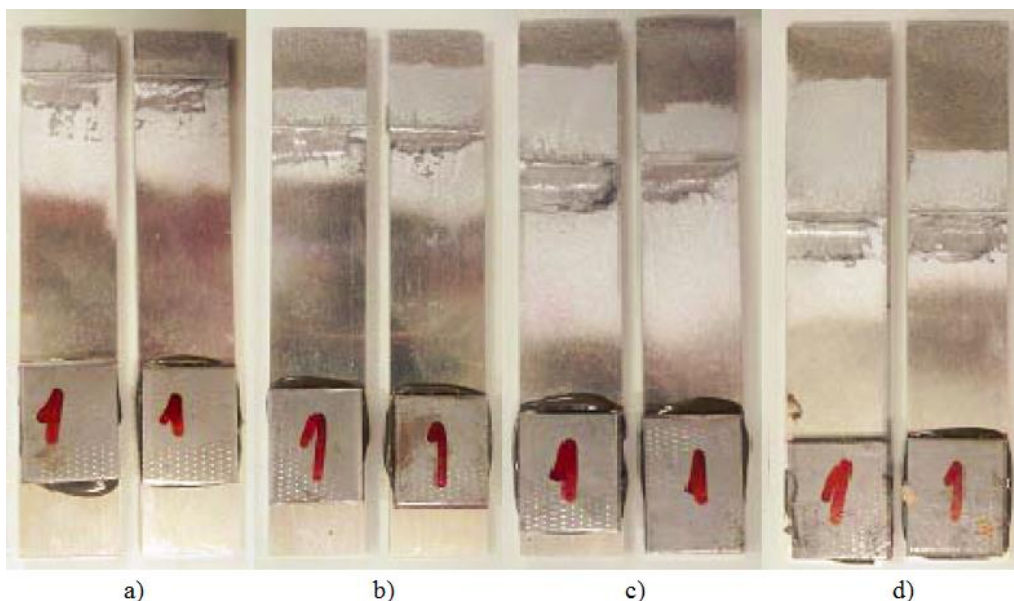


Figura 38 - Superfícies de rotura de JSS ensaiadas com o adesivo Araldite® AV138 para valores de L_0 de: a) 12,5 mm, b) 25 mm, c) 37,5 mm e d) 50 mm.

Considerando a Figura 38, que representa os 20 provetes ensaiados, 1 por cada comprimento L_0 , verifica-se que ocorreu uma rotura coesiva em todos eles, com remanescência de adesivo em ambos os substratos. Porém, uma vez que a rotura se verificou muito próxima de uma das interfaces adesivo/substrato, a visualização de existência de rotura coesiva por vezes não é muito evidente. Na Figura 39 observam-se alguns exemplos, para cada comprimento de L_0 , dos modos de rotura das JSS ensaiadas com o adesivo Araldite® 2015.

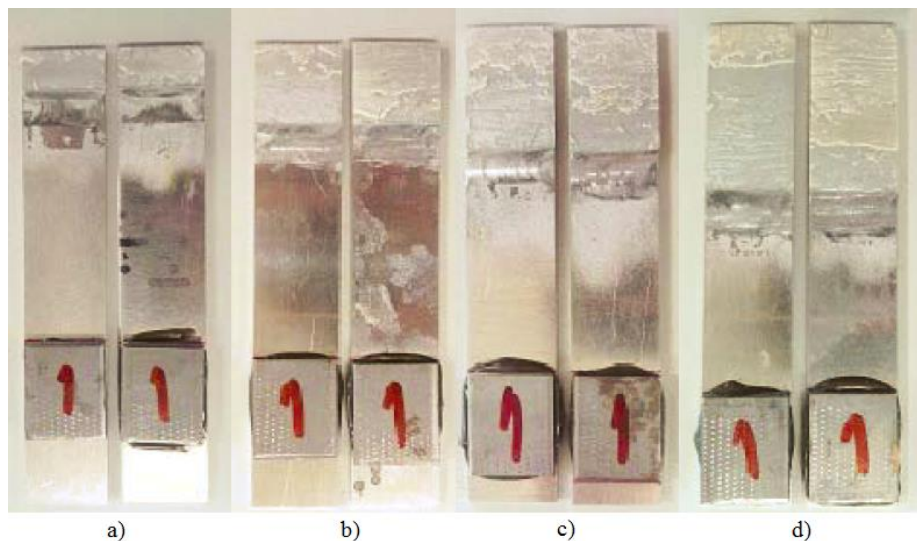


Figura 39 - Superfícies de rotura de JSS ensaiadas com o adesivo Araldite® 2015 para valores de L_0 de: a) 12,5 mm, b) 25 mm, c) 37,5 mm e d) 50 mm.

Na Figura 39 observa-se a ocorrência de roturas coesivas em todos os provetes. Nos provetes representativos dos ensaios de JSS com comprimentos de L_0 de 12,5 mm, 25 mm e 37,5 mm, nota-se uma distribuição equitativa de adesivo em cada uma das superfícies dos substratos. No entanto, no provete representado com $L_0=50$ mm apresenta uma distribuição menos uniforme. Visualiza-se ainda assim a existência de adesivo em todas as superfícies dos substratos de cada provete, o que mostra a existência de rotura coesiva bem como uma adequada preparação superficial.

Na Figura 40 estão representados os modos de rotura obtidos para o adesivo Sikaforce® 7752, para cada valor L_0 .

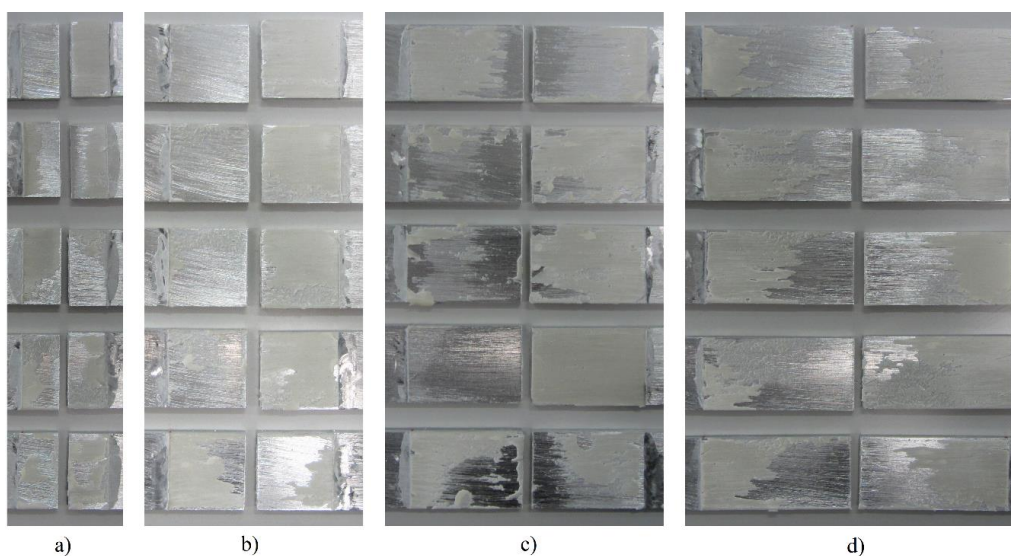


Figura 40 - Superfícies de rotura de JSS ensaiadas com o adesivo SikaForce® 7752 para valores de L_0 de: a) 12,5 mm; b) 25 mm; c) 37,5 mm e d) 50 mm.

Na Figura 40 visualiza-se que nos provetes ocorreram roturas coesivas em todos os ensaios realizados devido à existência de adesivo em ambos substratos de cada junta. A distribuição de adesivo nos substratos de cada provete apresentado nem sempre foi equivalente. Contudo, a remanescência de uma película de adesivo em cada uma das superfícies dos substratos comprova o facto de a rotura ser coesiva, o que mostra a boa preparação das superfícies.

3.1.5.3 Resistência das juntas

Na Tabela 6 está representada a influência do comprimento L_0 no aumento percentual da carga máxima ($P_{\text{máx méd}}$) para o adesivo Araldite® AV138. Na Tabela 6 observa-se um aumento de $P_{\text{máx}}$ à medida que L_0 aumenta. O aumento de $P_{\text{máx méd}}$ [%] quantifica o aumento de resistência entre valores de L_0 consecutivos. Assim sendo, observa-se que o maior aumento percentual de $P_{\text{máx méd}}$ ocorre entre as juntas com $L_0=12,5$ mm (Figura 35 a) e as juntas com $L_0=25$ mm (Figura 35 b), sendo este de 24,3%. Entre as juntas com menor e maior valor de L_0 verifica-se um aumento percentual total de $P_{\text{máx méd}}$ de 72,3%. O maior desvio padrão entre $P_{\text{máx méd}}$ ocorre nas juntas com menor valor de L_0 . De salientar que o aumento de $P_{\text{máx méd}}$ entre valores de L_0 consecutivos é aproximadamente constante (≈ 1300 N)

Tabela 6 - Valores de $P_{\text{máx méd}}$, desvio padrão e aumento percentual de $P_{\text{máx méd}}$ para cada valor de L_0 de JSS com o adesivo Araldite® AV138.

L_0	12,5	25	37,5	50
$P_{\text{máx méd}}$ [N]	5421,7	6738,2	8016,3	9342,2
Desvio padrão [N]	439,4	155,4	206,3	278,5
Aumento de $P_{\text{máx méd}}$ [%]	-	24,3	19,0	16,5

Na Tabela 7 verifica-se uma variação de $P_{\text{máx méd}}$ em função do de L_0 com o adesivo Araldite® 2015. Observa-se que $P_{\text{máx méd}}$, tal como para o adesivo Araldite® AV138, aumenta com L_0 . Constata-se que o maior aumento percentual de $P_{\text{máx méd}}$ ocorre entre as juntas com $L_0=12,5$ mm e as juntas com $L_0=25$ mm. O aumento percentual total entre juntas com valores limite de L_0 é de 187,1%. A maior dispersão de valores $P_{\text{máx}}$ atingidos verifica-se nas juntas com $L_0=25$ mm. Na Tabela 7, ao contrário da Tabela 6, conclui-se que o aumento de $P_{\text{máx méd}}$ já não é aproximadamente constante, na medida em que tende a diminuir bastante com o aumento de L_0 .

Tabela 7 - Valores de $P_{\text{máx méd}}$, desvio padrão e aumento percentual de $P_{\text{máx méd}}$ 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]	5287,8	9480,7	12235,2	15182,2
Desvio padrão [N]	237,2	386,6	343,9	370,4
Aumento de $P_{\text{máx méd}}$ [%]	-	79,3	29,1	24,1

Na Tabela 8 está representada a influência de L_0 no aumento percentual de $P_{\text{máx méd}}$ para o adesivo Sikaforce® 7752. O maior aumento percentual de $P_{\text{máx méd}}$ entre duas séries de juntas consecutivas verifica-se entre a série com $L_0=12,5$ mm e a série de $L_0=25$ mm. Posteriormente esse aumento decresce até atingir um valor de aproximadamente de 50% entre os comprimentos de 37,5 mm e de 50 mm. Conclui-se que o aumento percentual de $P_{\text{máx méd}}$ entre $L_0=12,5$ mm e 50 mm com este adesivo é de 296,7%, o maior dos três adesivos testados. A dispersão de $P_{\text{máx}}$ atingida neste adesivo é mais acentuada nas juntas com $L_0=25$ mm, 37,5 mm e 50 mm, e é em média ligeiramente superior aos adesivos Araldite® AV138 e Araldite® 2015.

Tabela 8 - Valores de $P_{\text{máx méd}}$, desvio padrão e aumento percentual de $P_{\text{máx méd}}$ para cada valor de L_0 de JSS com o adesivo Sikaforce® 7752

L_0	12,5	25	37,5	50
$P_{\text{máx méd}}$ [N]	3625,6	7175,5	10774,1	14383,7
Desvio padrão [N]	206,8	445,5	334,1	553,6
Aumento de $P_{\text{máx méd}}$ [%]	-	97,0	50,2	33,5

A Figura 41 representa os aumentos de $P_{\text{máx méd}}$ em função de L_0 para cada adesivo ensaiado com os desvios padrão associados. Na Figura 41 conclui-se que o aumento de $P_{\text{máx méd}}$ em função do comprimento L_0 depende do adesivo utilizado na junta. Sendo assim, o adesivo Araldite® AV138 e o Araldite® 2015 são os que concedem maior resistência para juntas com $L_0=12,5$ mm, seguidos do adesivo Sikaforce® 7752, que apresenta um decréscimo significativo em termos de resistência face aos adesivos anteriormente referidos. Neste contexto, o adesivo Araldite® AV138 distingue-se ligeiramente do Araldite® 2015, com uma diferença percentual de 2,5% por excesso, e do Sikaforce® 775, com um desvio percentual de 49,5%, também por excesso. Para $L_0=25$ mm, o adesivo Araldite® AV138 é ultrapassado em termos de resistência pelos adesivos Sikaforce® 7752 e Araldite® 2015, que apresentam um acréscimo percentual de 6,5% e de 40,7%, relativamente ao Araldite® AV138. À medida que L_0 aumenta, menos resistente será o adesivo Araldite® AV138, respetivamente. Para $L_0=37,5$ mm, o Araldite® AV138 é claramente ultrapassado em termos de resistência, com desvios percentuais de 34,4% e de 52,6%, comparativamente aos adesivos Sikaforce® 7752 e

Araldite® 2015, respetivamente. A diferença entre adesivos é ainda maior para $L_0=50$ mm, já que os adesivos Sikaforce® 7752 e Araldite® 2015 surgem com valores de $P_{\text{máx méd}}$ bastante superiores ao Araldite® AV138, situados na ordem dos 14 kN e 15 kN, respetivamente, e que correspondem a desvios percentuais de 54% e de 62,5% relativamente ao Araldite® AV138.

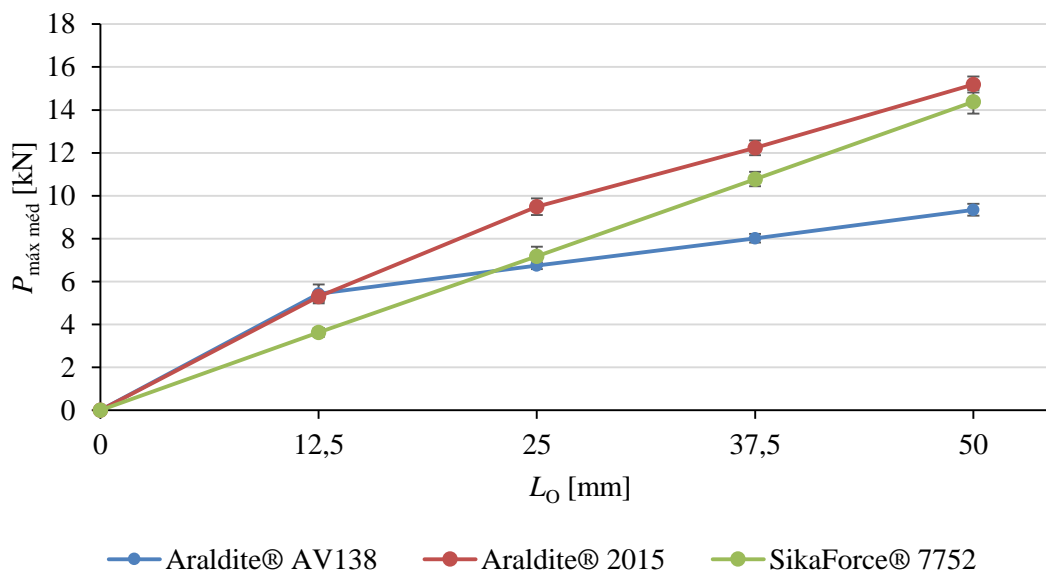


Figura 41 - $P_{\text{máx méd}}$ em função de L_0 para cada adesivo ensaiado em JSS.

Constata-se que o adesivo Sikaforce® 7752 revela maior proporcionalidade no aumento de $P_{\text{máx méd}}$ em função de L_0 , seguido do adesivo Araldite® 2015 e por fim do adesivo Araldite® AV138. Verifica-se ainda que o adesivo Araldite® AV138 apresenta o menor aumento de $P_{\text{máx méd}}$ entre valores limite de L_0 . Tal acontece devido à sua reduzida capacidade de plastificação consequente da sua fragilidade, que implica uma rotura da junta quando são atingidas as tensões limite nas extremidades da mesma. É ainda visível através da Tabela 8 e Figura 41 a maior dispersão de valores de $P_{\text{máx méd}}$ entre os provetes ensaiados para o adesivo Sikaforce® 7752.

3.2 Previsão da resistência

Tendo em conta as inúmeras vantagens das juntas adesivas é expectável que estas suportem carregamentos estáticos ou cíclicos com períodos de tempo consideráveis, sem qualquer efeito prejudicial sobre a capacidade de carga da estrutura. Devido à falta de conhecimento, em alguns casos, no que diz respeito aos métodos de previsão mais adequados, as juntas adesivas ainda são sobredimensionadas. Neste subcapítulo são abordados os vários métodos analíticos e de MEF para a previsão da resistência de juntas adesivas. Os métodos baseados no MEF são os MDC e MEFE. Refere-se que em todas as análises analíticas se considera a cedência dos aderentes à tração para uma

carga de 24,3 kN, calculada a partir da tensão de rotura e da área de secção reta dos aderentes.

3.2.1 Modelos analíticos

3.2.1.1 Modelo de Volkersen

O modelo de Volkersen [95] introduz na sua análise o que se designa por deformação diferencial. Se os substratos forem elásticos e se ocorrer continuidade na interface adesivo/substrato, os paralelogramas na junta ficam distorcidos, como mostra a Figura 42.

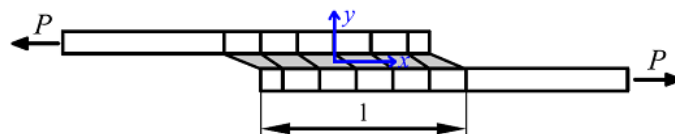


Figura 42 - Análise de Volkersen.

A solução analítica de Volkersen para a tensão de corte está representada na equação (28)

$$\tau_{xy} = \frac{P\lambda}{2b} \frac{\cosh(\lambda x)}{\sinh\left(\frac{\lambda l}{2}\right)} + \left(\frac{t_t - t_b}{t_t + t_b}\right) \left(\frac{\lambda l}{2}\right) \frac{\sinh(\lambda x)}{\cosh\left(\frac{\lambda l}{2}\right)}, \quad (28)$$

onde

$$\lambda = \sqrt{\frac{G_a}{Et_t t_b} \left(1 + \frac{t_t}{t_b}\right)}, \quad (29)$$

em que:

- λ – Distância característica da deformação diferencial, em unidades de comprimento;
- t_t – espessura do substrato superior;
- t_b – espessura do substrato inferior;
- G_a – módulo de elasticidade ao corte do adesivo;
- x – origem a meio da sobreposição da junta, conforme demonstra na Figura 42.

Na aplicação deste método e dos posteriormente descritos foram utilizados os valores apresentados da Tabela 9 para as várias configurações de junta na estimativa de $P_{m\acute{a}x}$.

Tabela 9 - 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® 7752	10,7	0,188
	Módulo elasticidade	Comprimento de sobreposição
	E = 70,07 GPa	12,5
	Tensão de rotura	L ₀ = 25 mm
	$\sigma_f = 324,00$ MPa	
	Espessura	
	$t_f = t_b = 3$ mm	50
	Largura	Espessura do adesivo
	b = 25 mm	t _A = 0,2 mm

Na aplicação do método de Volkersen [95], foi considerada a equação (30) e seguidamente substituída na equação de Volkersen [96]. Resolvendo em ordem a P obtém-se a equação (31).

$$\tau_{xy} = \frac{P}{bl} \quad (30)$$

$$P = \frac{bl\tau \sinh(\lambda l)}{\lambda \left[(k-1) \cosh(\lambda(l-x)) + \cosh(\lambda x) \right]} \quad (31)$$

Com esta expressão denota-se que a tensão τ_{xy} máxima no adesivo ocorre nas extremidades, que correspondem a $x=0$ ou $x=L_0$. Utilizou-se o critério da tensão τ_{xy} máxima, que define que a rotura ocorre quando a tensão τ_{xy} máxima no adesivo atinge a tensão τ_{xy} máxima suportada pelo material.

Efetuarão-se todos os cálculos necessários, para todos os adesivos e valores de L_0 , resultando nas previsões de $P_{m\acute{a}x}$ apresentadas na Tabela 10.

Tabela 10 - Valores de $P_{m\acute{a}x}$ obtidos pelo método de Volkersen

	L_0 (mm)	Araldite® AV138	Araldite® 2015	SikaForce® 7752
$P_{m\acute{a}x}$ (N)	12,5	5186,7	4221,8	2853,7
	25	5530,7	5301,2	4454,4
	37,5	5542,5	5459,4	5078,3
	50	5542,9	5480,3	5286,0

A Figura 43 apresenta as curvas obtidas para a distribuição de tensões τ_{xy} em função do comprimento L_0 para cada um dos adesivos, utilizando o método de Volkersen e dois valores de L_0 .

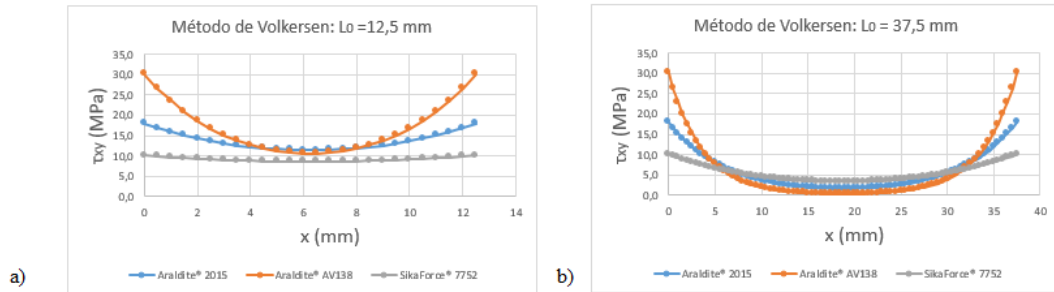


Figura 43 - Distribuição de tensões τ_{xy} pelo método de Volkersen para dois comprimentos L_0 .

Os valores obtidos de $P_{m\acute{a}x}$ pelo método de Volkersen foram comparados com os valores obtidos experimentalmente (Figura 44).

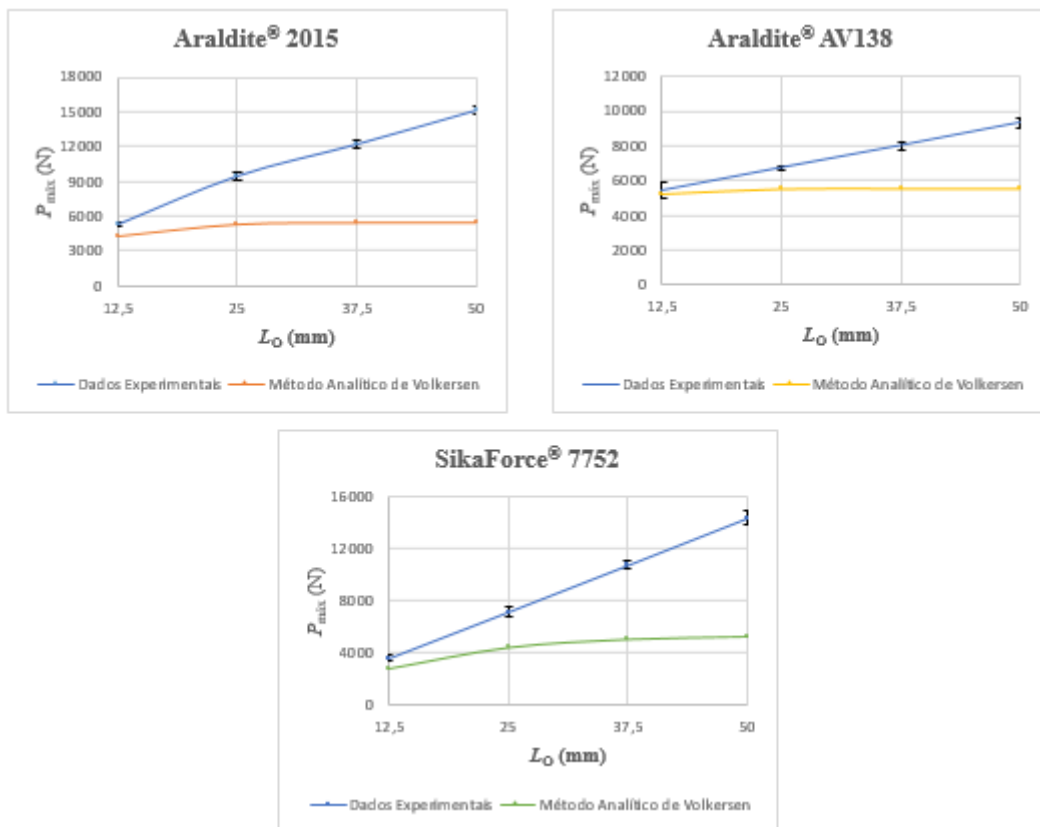


Figura 44 - Comparação entre as previsões de $P_{m\acute{a}x}$ pelo método de Volkersen e os valores experimentais, para os três adesivos.

É possível verificar que os valores experimentais de $P_{\text{máx}}$ são mais elevados do que aqueles obtidos pelo método de Volkersen, sendo o aumento do adesivo Sikaforce® 7752 o que mais se destaca. A amplitude de variância é uma medida de dispersão obtida pela diferença entre dois conjuntos de dados. Logo, para o adesivo Araldite® AV138, visualiza-se que a dispersão entre o método de Volkersen e os dados experimentais varia entre 230 N ($L_0=12,5$ mm) e 3800 N ($L_0=50$ mm). No adesivo Araldite® 2015, esta dispersão varia entre valores desde 1050 N ($L_0=12,5$ mm) até 9710 N ($L_0=50$ mm). O adesivo Sikaforce® 7752 apresenta uma dispersão de valores entre 770 N ($L_0=12,5$ mm) e 9100 N ($L_0=50$ mm).

É possível verificar-se que nas previsões pelo método de Volkersen para cada adesivo, o valor de L_0 não varia de forma significativa, ao invés do que acontece nos dados obtidos experimentalmente. Este efeito é observado nos três adesivos. De um modo geral, verifica-se que, para valores de L_0 baixos, os valores obtidos pelo método de Volkersen aproximam-se dos valores obtidos experimentalmente. Porém, para valores de L_0 superiores, o modelo de Volkersen não apresenta uma aproximação precisa do comportamento das juntas. Por exemplo, no adesivo Araldite® AV138, a diferença percentual é de 4% para $L_0=12,5$ mm e de 41% para $L_0=50$ mm. A diferença mais notória surge no adesivo Araldite® 2015, que apresenta uma diferença percentual de 20% para $L_0=12,5$ mm e 64% para $L_0=50$ mm. A diferença percentual do adesivo Sikaforce® 7752 é de 21% para $L_0=12,5$ mm e 63% para $L_0=50$ mm.

Para comprimentos de $L_0=12,5$ mm pode referir-se que o método de Volkersen é moderadamente preciso para adesivos frágeis. No entanto, para comprimentos de L_0 mais elevados a previsão começa a apresentar discrepâncias mais elevadas. Nos adesivos dúcteis nota-se uma discrepância mesmo para comprimentos de L_0 mais reduzidos. Apesar disso, os valores experimentais de $P_{\text{máx}}$ são diferentes dos valores obtidos por este método, para as juntas adesivas com o adesivo Sikaforce® 7752. Esta diferença está relacionada com a elevada ductilidade do adesivo, o que tona este método desajustado.

3.2.1.2 Modelo de Goland & Reissner

Os primeiros pioneiros a considerar a rotação dos aderentes foram Goland e Reissner [97]. Estes autores consideraram duas hipóteses: a) determinação das cargas na extremidade das juntas utilizando a formulação das placas cilíndricas em flexão e b) determinação da tensão nas juntas devido ao carregamento aplicado. A tensão τ_{xy} no adesivo é dada pela equação

$$\tau_{xy} = -\frac{1}{8} \frac{\bar{P}}{c} \left\{ \frac{\beta c}{t} (1+3k) \frac{\cosh\left(\frac{\beta c x}{t c}\right)}{\sinh(\beta c / t)} + 3(1-k) \right\}, \quad (32)$$

onde c é metade de L_0 e k é obtido através da equação (33)

$$k = \frac{\cosh(u_2 c)}{\cosh(u_2 c) + 2\sqrt{2}\sinh(u_2 c)}, \quad (33)$$

com

$$u_2 = \sqrt{\frac{3(1-\nu^2)}{2}} \frac{1}{t} \sqrt{\frac{\bar{P}}{tE}} \quad (34)$$

$$\beta^2 = 8 \frac{G_a}{E} \frac{t}{t_a} \quad (35)$$

sendo ν o coeficiente de Poisson. Na extremidade da junta τ_{xy} é máximo, conforme a equação (36). Para obter os valores de $P_{\text{máx}}$ foi usado o critério da tensão τ_{xy} máxima.

$$\tau_{\text{máx}} = -\frac{1}{8} \frac{\bar{P}}{bc} \left[\frac{\beta c}{t} (1+3k) \cot g \left(\frac{\beta c}{t} \right) + 3(1-k) \right] \quad (36)$$

Foram realizados todos os cálculos necessários para obter o valor τ relativamente a cada um dos adesivos e comprimentos L_0 através do método de Goland e Reissner. Os valores calculados de $P_{\text{máx}}$ são baseados nos parâmetros definidos na Tabela 9 e no critério de tensão τ_{xy} máxima, resultando nos valores apresentados na Tabela 11.

Utilizando a função SOLVER do EXCEL foi encontrado o valor de $P_{\text{máx}}$. Na obtenção dos resultados computacionais através do SOLVER foram adicionadas restrições, necessárias ao problema, e executou-se a função de modo a que o valor P encontrado fosse máximo.

Tabela 11 - Valores de $P_{\text{máx}}$ obtidos pelo método de Goland e Reissner.

	L_0 (mm)	Araldite® AV138	Araldite® 2015	SikaForce® 7752
$P_{\text{máx}}$ (N)	12,5	2986,4	2800,7	2290,0
	25	3309,0	3281,1	2960,0
	37,5	3620,0	3492,1	3280,0
	50	3918,0	3778,2	3550,0

A Figura 45 representa as curvas obtidas para a distribuição de tensões τ_{xy} em função de L_0 para os três adesivos.

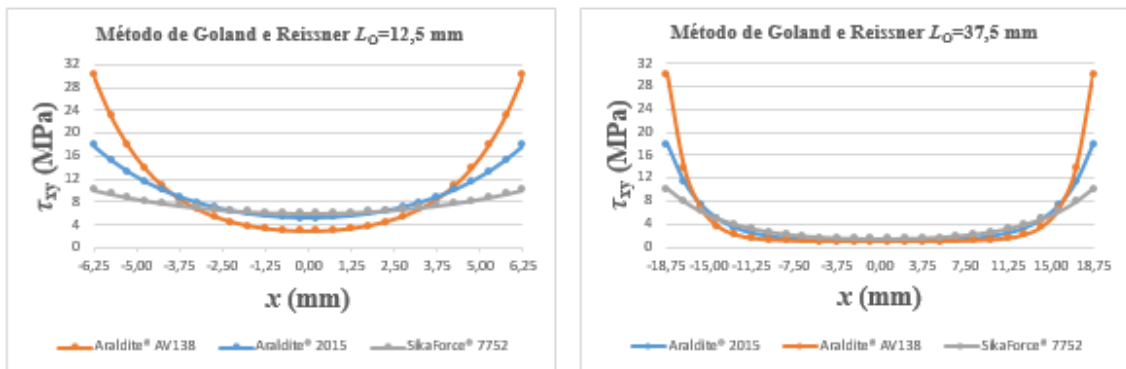


Figura 45 - Distribuição de tensões τ_{xy} pelo método de Goland e Reissner.

A comparação dos resultados obtidos é representada na Figura 46.

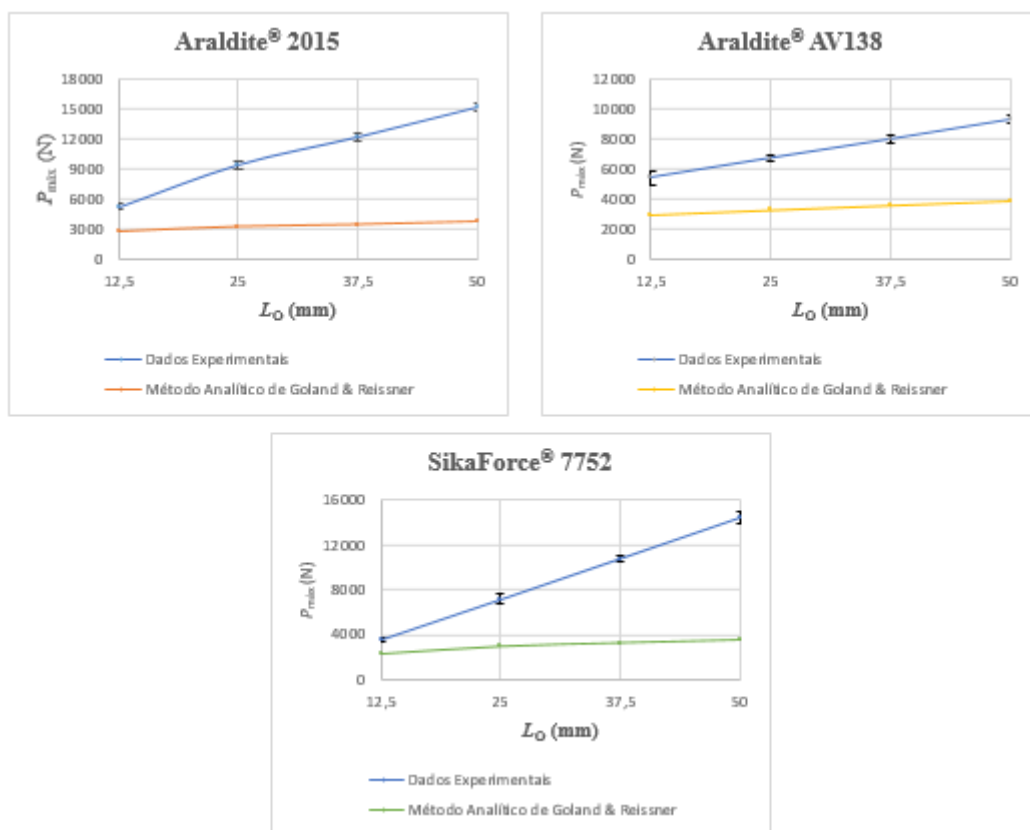


Figura 46 - Comparação entre as previsões de $P_{máx}$ pelo método de Goland e Reissner e os valores experimentais, para os três adesivos.

Pela a análise dos valores obtidos verifica-se que os dados experimentais são mais elevados do que os valores obtidos pelo método de Goland e Reissner. Fazendo a comparação com os resultados $P_{máx} \cdot L_0$ obtidos pelo método de Volkersen, verifica-se que, para L_0 reduzidos a variação do modelo de Goland e Reissner é superior, no entanto para L_0 mais elevados verifica-se que esta é inferior.

O estudo efetuado pela amplitude da variância mostra diferenças superiores ao método de Volkersen. Os valores obtidos para o adesivo Araldite® AV138 variam entre 2434 N ($L_0=12,5$ mm) e 5425 N ($L_0=50$ mm). No caso do adesivo Araldite® 2015 os valores variam entre 2486 N ($L_0=12,5$ mm) e 11500 N ($L_0=50$ mm), aproximadamente. O adesivo SikaForce® 7752 é o que apresenta uma variação maior, os valores obtidos variam entre 1335 N ($L_0=12,5$ mm) e 10834 N ($L_0=50$ mm).

Pela análise de Goland e Reissner verifica-se que L_0 não varia para os três adesivos. No entanto, para L_0 pequenos, os valores obtidos experimentalmente aproximam-se dos valores obtidos pelo método, embora se distanciem com o aumento de L_0 . O adesivo Araldite® AV138 apresenta uma diferença percentual de 45% para $L_0=12,5$ mm e de 58% para $L_0=50$ mm. O adesivo Araldite® 2015 apresenta 47% para $L_0=12,5$ mm e 75% para $L_0=50$ mm. Mais uma vez, a diferença mais notória surge no adesivo SikaForce® 7752 com 37% para $L_0=12,5$ mm e 75% para $L_0=50$ mm. Este método não é fiável para adesivos frágeis e muito menos para adesivos dúcteis devido às grandes discrepâncias observadas. De salientar que para as juntas com o adesivo SikaForce® 7752 os valores experimentais de $P_{máx}$ apresentam uma diferença significativa, devido à elevada ductilidade do adesivo, o que torna o modelo de Goland e Reissner desajustado.

O método de Goland e Reissner considera as tensões σ_y na sua formulação, cuja expressão característica para $x=\pm c$ é dada por

$$\sigma = \frac{\bar{P}t}{c^2 \Delta} \left[\left(R_2 \lambda^2 \frac{k}{2} + \lambda k' \cosh \lambda \cosh \lambda \right) \cosh \left(\lambda \frac{x}{c} \right) \cos \left(\lambda \frac{x}{c} \right) + \left(R_1 \lambda^2 \frac{k}{2} + \lambda k' \sinh \lambda \sinh \lambda \right) \sinh \left(\lambda \frac{x}{c} \right) \sin \left(\lambda \frac{x}{c} \right) \right], \quad (37)$$

onde k' representa o fator de força transversal dado pela equação (38)

$$k' = \frac{kc}{t} \sqrt{3(1-\nu^2) \frac{\bar{P}}{tE}}, \quad (38)$$

com

$$\lambda = \gamma \frac{c}{t}, \quad (39)$$

$$\gamma^4 = 6 \frac{E_a}{E} \frac{t}{t_a} \text{ e} \quad (40)$$

$$\Delta = \frac{1}{2} (\sinh(2\lambda) + \sin(2\lambda)). \quad (41)$$

Na Figura 47 está representada a distribuição de tensões σ_y em função de L_0 para os três adesivos em estudo. Verifica-se que as tensões τ_{xy} possuem uma magnitude superior às tensões σ_y , exceto nas extremidades da ligação da junta. Na região interior da camada do adesivo a distribuição de tensões σ_y é de compressão, enquanto nas extremidades é

de tração. Este efeito deve-se à curvatura ou à deformação transversal da junta, que é dominada pela deformação dos aderentes, que causa a separação nas extremidades da camada adesiva e compressão na zona intermédia.

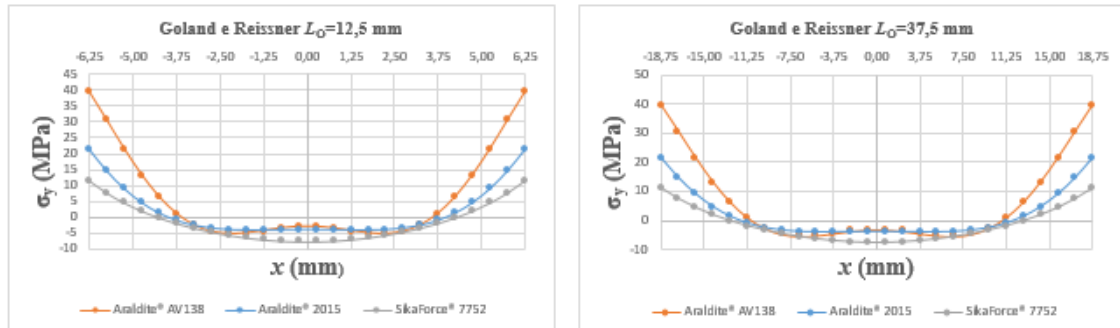


Figura 47 - Distribuição de tensões σ_y pelo método de Goland e Reissner.

Observa-se que o adesivo Araldite® AV138 possui gradientes mais elevados relativamente aos outros dois adesivos na proximidade de $x=\pm c$, que corresponde às extremidades da camada do adesivo. A rigidez apresentada por este adesivo é bastante elevada, o que causa picos elevados de concentração de tensões e leva à rotura da junta. Os valores de $P_{\text{máx}}$ alcançados pelo critério da tensão σ_y máxima estão apresentados na Tabela 12.

Tabela 12 - Valores de $P_{\text{máx}}$ atingidos pelo critério da tensão σ_y máxima pelo método de Goland e Reissner.

	L_0 (mm)	Araldite® AV138	Araldite® 2015	SikaForce® 7752
$P_{\text{máx}}$ (N)	12,5	3161,5	2007,5	3987,0
	25	14455,9	9243,9	18290,0
	37,5	36791,4	23517,3	46400,0
	50	73152,2	46877,9	92000,0

A Figura 48 representa a comparação do critério da tensão σ_y máxima com os dados experimentais.

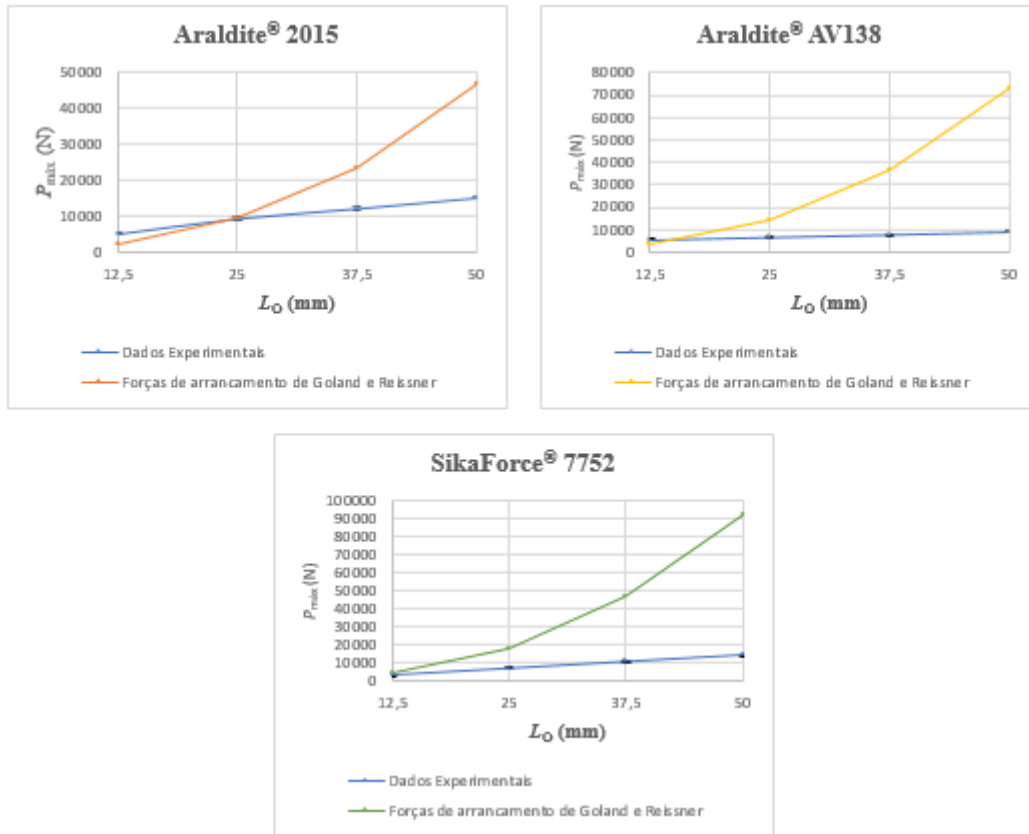


Figura 48 - Comparação dos valores P_{\max} através do critério de tensão σ_y pelo método de Goland e Reissner com os dados experimentais, para os três adesivos.

Analisando os resultados obtidos pelo critério da tensão σ_y máxima com os dados experimentais verifica-se que os valores experimentais são inferiores aos valores obtidos pelo método de Goland e Reissner para L_0 elevados, enquanto para L_0 menores os valores previstos de P_{\max} são inferiores para os três adesivos.

Na análise realizada pela amplitude de variância verificam-se diferenças consideráveis. O adesivo Araldite® AV138 varia entre 2260 N ($L_0=12,5$ mm) e 63900 N ($L_0=50$ mm). O adesivo Araldite® 2015 apresenta uma diferença que varia entre 3280 N ($L_0=12,5$ mm) e 31700 N ($L_0=50$ mm). No caso do adesivo SikaForce® 7752 a amplitude varia entre 361 N ($L_0=12,5$ mm) e 77700 N ($L_0=50$ mm). Com esta análise conclui-se que a dispersão mais significativa se verifica no adesivo SikaForce® 7752.

Para L_0 pequenos, verifica-se que os resultados atingidos experimentalmente registam algum grau de aproximação aos valores obtidos pelo método, distanciando-se com o aumento de L_0 . Para o adesivo Araldite® AV138 a diferença percentual é de 42% para $L_0=12,5$ mm e de 683% para $L_0=50$ mm. O adesivo Araldite® 2015 apresenta uma diferença percentual de 62% para $L_0=12,5$ mm e 209% para $L_0=50$ mm. O adesivo SikaForce® 7752 é o que apresenta mais diferenças, com 10% para $L_0=12,5$ mm e 540%

para $L_0=50$ mm. Em função dos resultados obtidos, constata-se que o critério de tensão σ_y máxima não é adequado à previsão da resistência das JSS.

3.2.1.3 Modelo de Hart-Smith elástico

Hart-Smith [98] dividiu o problema em quatro passos. O primeiro passo baseia-se na obtenção do valor M induzido nas extremidades da junta e o carregamento aplicado a meio da sobreposição. No segundo passo considera-se a influência da tensão axial devido à flexão na resistência dos aderentes. No terceiro passo considera-se a análise da distribuição da tensão τ_{xy} no adesivo utilizando a formulação elasto-plástica. No último passo é considerado o problema das tensões σ_y . A distribuição das tensões τ_{xy} é dada pela equação

$$\tau_{xy} = A_2 \cosh(2\lambda'x) + C_2, \quad (42)$$

onde

$$\lambda' = \sqrt{\left[\frac{1+3(1-\nu^2)}{4} \right] \frac{2G_a}{t_a Et}}, \quad (43)$$

$$A_2 = \frac{G_a}{t_a Et} \left[\bar{P} + \frac{6(1-\nu^2)M}{t} \right] \frac{1}{2\lambda' \sinh(2\lambda'c)}, \quad (44)$$

$$C_2 = \frac{1}{2c} \left[\bar{P} - \frac{A_2}{\lambda'} \sinh(2\lambda'c) \right], \quad (45)$$

$$M = \bar{P} \left(\frac{t+t_a}{2} \right) \frac{1}{1 + \xi c + \left(\frac{\xi^2 c^2}{6} \right)}, \quad (46)$$

$$\xi^2 = \frac{\bar{P}}{D}, \quad (47)$$

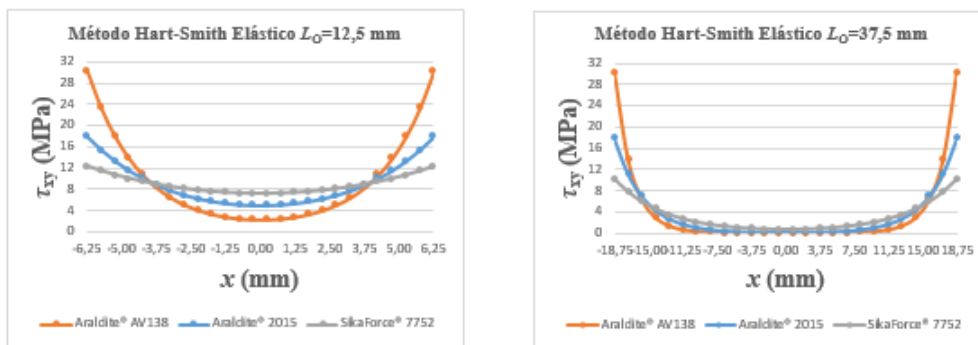
$$D = \frac{Et^3}{12(1-\nu^2)}. \quad (48)$$

O critério usado para a obtenção dos valores $P_{m\acute{a}x}$, para cada adesivo e L_0 , foi o critério da tensão τ_{xy} máxima. Os valores de $P_{m\acute{a}x}$ estão representados na Tabela 13.

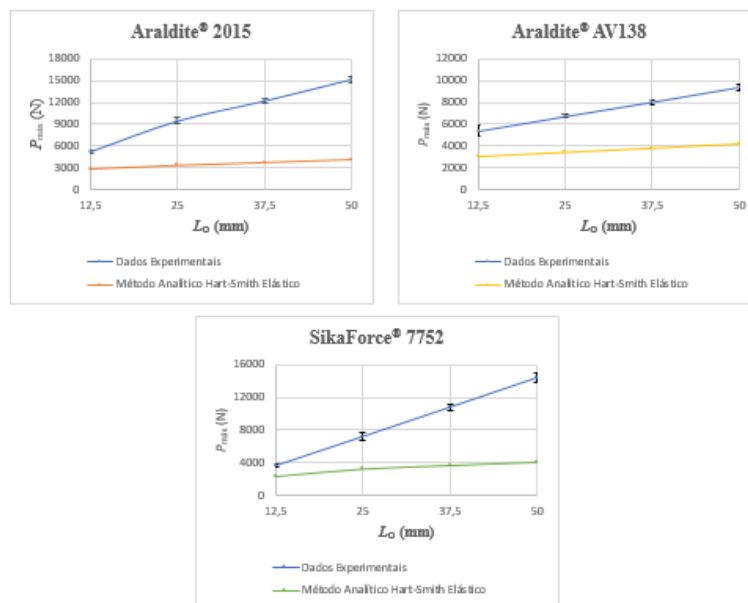
Tabela 13 - Valores de $P_{\text{máx}}$ obtidos pelo modelo de Hart-Smith elástico.

	L_0 (mm)	Araldite® AV138	Araldite® 2015	SikaForce® 7752
$P_{\text{máx}}$ (N)	12,5	3079,7	2926,9	2400,0
	25	3446,0	3402,0	3257,0
	37,5	3820,9	3773,7	3685,0
	50	4207,7	4154,2	4059,1

Na Figura 49 estão representadas as curvas de distribuição de tensão τ_{xy} relativamente aos três adesivos para dois L_0 .

Figura 49 - Distribuição de tensões τ_{xy} pelo método elástico de Hart-Smith.

A Figura 50 apresenta as comparações dos resultados obtidos analiticamente de $P_{\text{máx}}$ com os resultados obtidos experimentalmente.

Figura 50 - Comparação dos resultados obtidos analiticamente de $P_{\text{máx}}$ com os resultados obtidos experimentalmente, para os três adesivos.

Este método, comparativamente ao método de Volkersen, apresenta uma diferença superior para os dados experimentais. Relativamente ao método de Goland e Reissner, os resultados obtidos são mais próximos.

O adesivo SikaForce® 7752 apresenta valores mais significativos de amplitude de variância do que os restantes adesivos. No caso do adesivo Araldite® AV138, os valores variam entre 2342 N ($L_0=12,5$ mm) e 5135 N ($L_0=50$ mm). De salientar que este adesivo apresenta valores muito mais reduzidos do que o método anterior. O adesivo Araldite® 2015 varia entre 2360 N ($L_0=12,5$ mm) e 11028 N ($L_0=50$ mm). Por último, os valores que o adesivo SikaForce® 7752 apresenta variam entre 1225 N ($L_0=12,5$ mm) e 10325 N ($L_0=50$ mm).

Relativamente à diferença percentual entre os valores obtidos pelo método de Hart-Smith e os valores obtidos experimentalmente, o adesivo SikaForce® 7752 é o que apresenta uma diferença mais significativa, com 34% para $L_0=12,5$ mm e 72% para $L_0=50$ mm. O adesivo Araldite® AV138 regista uma diferença de 43% para $L_0=12,5$ mm e de 55% para $L_0=50$ mm. O adesivo Araldite® 2015 apresenta 45% para $L_0=12,5$ mm e 73% para $L_0=50$ mm.

Para o cálculo da distribuição de tensões σ_y , Hart-Smith assumiu que x se encontra a meio da sobreposição da junta, e apresentou a expressão

$$\sigma_y = A \cosh(\chi x) \cos(\chi x) + B \sinh(\chi x) \sin(\chi x), \quad (49)$$

onde

$$\chi^4 = \frac{E_a}{2Dt_a}, \quad (50)$$

$$A = -\frac{E_a M [\sin(\chi x) - \cos(\chi x)]}{t_a D \chi^2 e^{(\chi x)}}, \quad (51)$$

$$B = \frac{E_a M [\sin(\chi x) + \cos(\chi x)]}{t_a D \chi^2 e^{(\chi x)}}. \quad (52)$$

A distribuição de tensões σ_y em função de L_0 para o método de Hart-Smith elástico está apresentada na Figura 51 para os três adesivos. À semelhança do método anteriormente descrito, as tensões σ_y continuam a apresentar uma magnitude inferior às tensões τ_{xy} . Na zona interior da camada de adesivo são geradas tensões de compressão e nas extremidades tensões de tração. Isto ocorre porque a junta apresenta uma curvatura ou deformação transversal, governada pela deformação dos aderentes, que provoca a separação das extremidades da camada do adesivo e a compressão na zona intermédia.

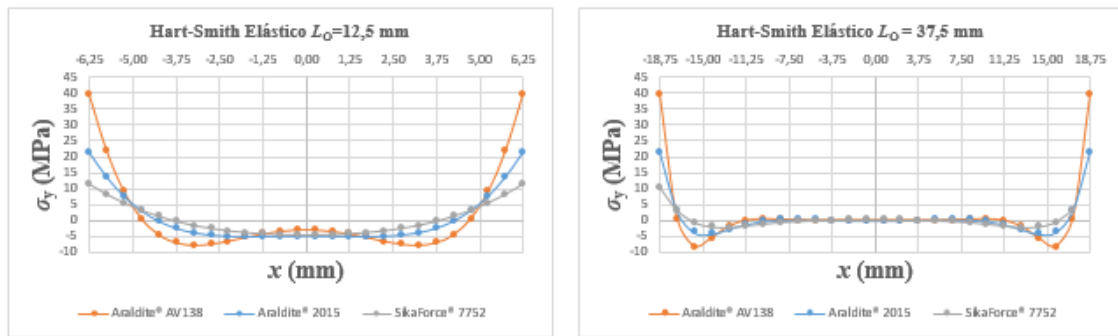


Figura 51 - Distribuição de tensões σ_y pelo método elástico de Hart-Smith elástico.

O adesivo Araldite® AV138 possui gradientes de tensão mais elevados na proximidade de $x=\pm c$, devido ao valor de rigidez ser bastante elevado. A Tabela 14 mostra os resultados de $P_{\text{máx}}$ obtidos pelo critério da tensão σ_y máxima.

Tabela 14 - Resultados de $P_{\text{máx}}$ obtidos através do critério da tensão σ_y máximo.

	L_0 (mm)	Araldite® AV138	Araldite® 2015	SikaForce® 7752
$P_{\text{máx}}$ (N)	12,5	2713,5	2381,1	2510,0
	25	3174,3	2779,6	2872,0
	37,5	3740,0	3241,0	3000,0
	50	4450,0	3812,2	3510,0

A Figura 52 mostra a comparação dos resultados obtidos através do critério de tensão σ_y máxima pelo modelo de Hart-Smith elástico com os dados obtidos experimentalmente.

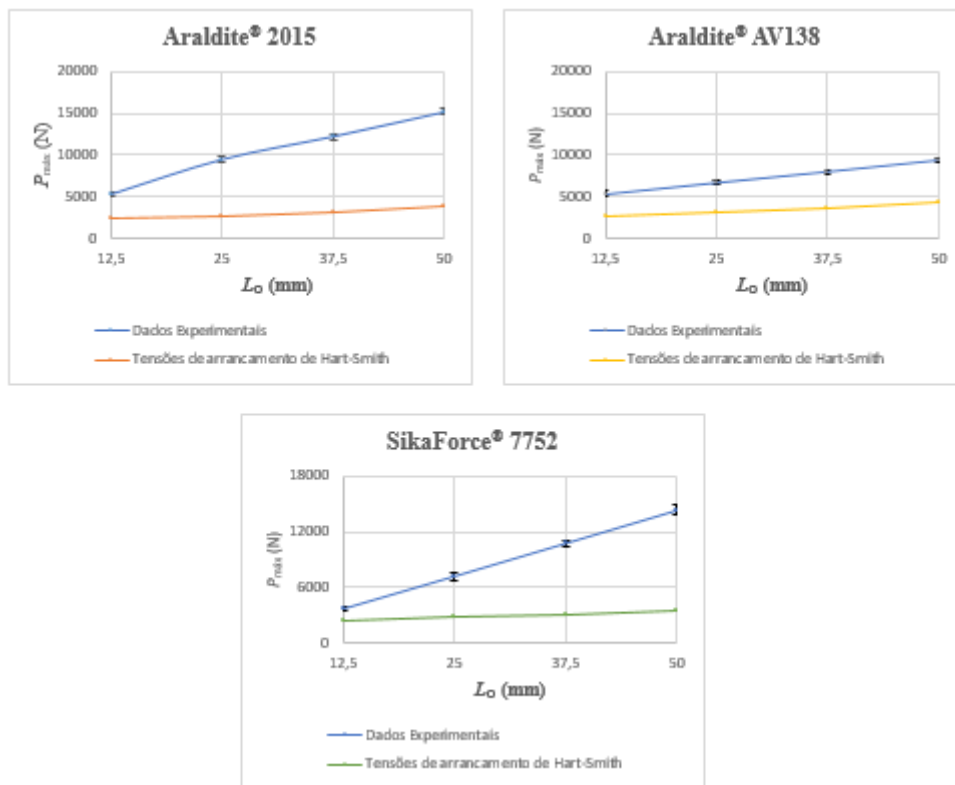


Figura 52 - Comparação dos resultados $P_{m\acute{a}x}$ através do critério de tensão σ_y máxima pelo método elástico de Hart-Smith elástico com os resultados obtidos experimentalmente, para os três adesivos.

Verifica-se que os resultados obtidos pelo critério da tensão σ_y máxima utilizando o método de Hart-Smith elástico, comparativamente com os dados experimentais, apresentam uma diferença por defeito para dois adesivos (Araldite® 2015 e SikaForce® 7752) e uma diferença por excesso para o adesivo Araldite® AV138.

O adesivo Araldite® AV138 apresenta uma amplitude de variância de 2708,2 N ($L_0=12,5$ mm) e 4892,2 N ($L_0=50$ mm). A variação do adesivo Araldite® 2015 ocorre entre 2906,71 N ($L_0=12,5$ mm) e 11370 N ($L_0=50$ mm). Para o adesivo SikaForce® 7752 os valores estão compreendidos entre 1115,6 N ($L_0=12,5$ mm) e 10873,7 N ($L_0=50$ mm).

Para o adesivo Araldite® AV138, entre os valores obtidos pelo critério da tensão σ_y máxima e os experimentais, regista-se uma diferença de 50% para $L_0=12,5$ mm e de 52% para $L_0=50$ mm. O adesivo Araldite® 2015 apresenta uma diferença de 55% para $L_0=12,5$ mm e de 75% para $L_0=50$ mm. No caso do adesivo SikaForce® 7752 a diferença é de 31% para $L_0=12,5$ mm e de 76% para $L_0=50$ mm. O adesivo que apresenta mais diferença percentual é o Araldite® 2015. Assim, conclui-se que este método não se adequa para prever a resistência de juntas adesivas.

3.2.1.4 Modelo de Hart-Smith plástico

O efeito da plasticidade da camada do adesivo também foi considerado por Hart-Smith. Nesta situação, a tensão τ_{xy} é modelada utilizando uma aproximação bi-linear elasto-perfeitamente plástica. A camada do adesivo é fragmentada em três regiões, uma região central de comprimento l e duas regiões exteriores plásticas de comprimento d .

A zona plástica aumenta com a solitação aplicada, conforme se vê na Figura 53, onde as linhas a vermelho representam o comportamento elástico da distribuição de tensão, enquanto as linhas a azul representam a plastificação da tensão do adesivo.

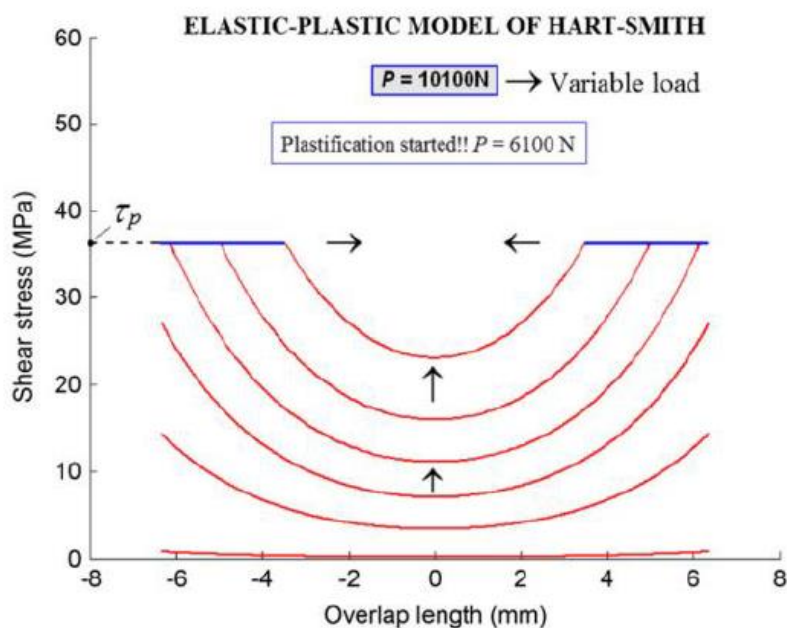


Figura 53 - Processo de plastificação no modelo de Hart-Smith plástico [99].

Quando o adesivo se encontra totalmente plastificado ($d=0$), então a junta alcança um ponto onde não é permitido suportar mais carga, o que significa que o adesivo cedeu completamente. Este estado designa-se por cedência global [98]. A rotura na junta adesiva inicia logo que o estado de cedência global é alcançado.

Hart-Smith propôs uma formulação complexa que requer um processo iterativo para a sua resolução. Porém, simplificando a sua formulação é possível alcançar $P_{\text{máx}}$. Neste caso, foi utilizado o modelo descrito no subcapítulo seguinte para o adesivo SikaForce® 7752, em que foi considerado $d=0$, e que condiz com a aproximação elaborada por Adams [59]. Os resultados obtidos podem ser visualizados na Tabela 15.

Tabela 15 - Valores de $P_{m\acute{a}x}$. obtidos pelo método de Hart-Smith Plástico [100].

	L_0 (mm)	Araldite® AV138	Araldite® 2015	SikaForce® 7752
$P_{m\acute{a}x}$ (N)	12,5	6541,9	5593,8	3178,1
	25	7760,0	11128,3	6356,3
	37,5	8898,2	13987,0	9534,4
	50	10067,0	15947,0	12712,5

É apresentada na Figura 54 a comparação dos resultados obtidos através do critério da tensão τ_{xy} máxima pelo método de Hart-Smith plástico com os dados experimentais.

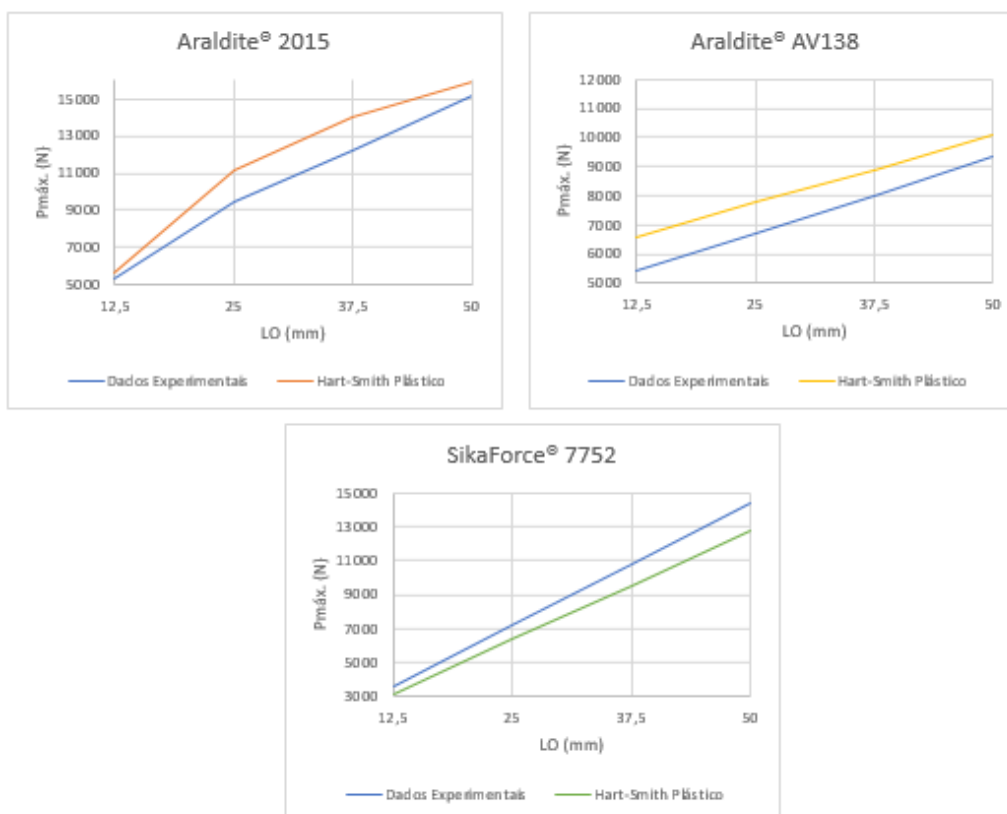


Figura 54 - Comparação entre as previsões de $P_{m\acute{a}x}$ através do critério da tensão τ_{xy} máximo pelo método de Hart-Smith plástico e os valores experimentais, para os três adesivos.

A análise comparativa dos valores obtidos pelo critério da tensão τ_{xy} máximo com os dados experimentais mostra que os valores numéricos do modelo de Hart-Smith plástico estão muito próximos dos valores experimentais.

No estudo realizado pela amplitude da variância verifica-se que as diferenças não são significativas. Para o adesivo Araldite® AV138 esta varia entre 1120 N ($L_0=12,5$ mm) e 724 N ($L_0=50$ mm). No caso do Araldite® 2015 a diferença varia entre 305 N ($L_0=12,5$ mm) e 764 N ($L_0=50$ mm), aproximadamente. Os valores apresentados para o SikaForce®

7752 variam entre 447 N ($L_0=12,5$ mm) e 1671 N ($L_0=50$ mm). A dispersão mais significativa verifica-se para o adesivo SikaForce® 7752.

Constata-se que, para valores pequenos de L_0 , os valores obtidos experimentalmente registam algum grau de aproximação aos valores obtidos pelo método, no caso dos adesivos Araldite® 2015 e SikaForce® 7752. O adesivo Araldite® AV138 apresenta um grau de aproximação à medida que os valores de L_0 aumentam, o que representa uma diferença percentual de 20% para $L_0=12,5$ mm e 8% para $L_0=50$ mm. No caso do adesivo Araldite® 2015 a diferença percentual é de 6% para $L_0=12,5$ mm e 5% para $L_0=50$ mm. No entanto para $L_0=25$ mm e $L_0=37,5$ mm os valores são ligeiramente superiores na ordem dos 15% e 11%, respetivamente. No caso do adesivo SikaForce® 7752 este apresenta diferenças menos significativas com 12% para $L_0=12,5$ mm e 11% para $L_0=50$ mm. O método apresenta-se fiável tanto para adesivos frágeis como dúcteis.

3.2.1.5 Modelo de cedência generalizada

O modelo de cedência generalizada considera que no momento de rotura a totalidade do adesivo se encontra sujeito ao nível de tensões τ_{xy} igual ao limite do adesivo. Os resultados de $P_{\text{máx}}$ pelo método de tensão de cedência generalizada foram calculados através da equação

$$P = \tau_f \times b \times L_0. \quad (53)$$

Os resultados estão apresentados na Tabela 16.

Tabela 16 - Valores de $P_{\text{máx}}$ obtidos pelo modelo de cedência generalizada.

	L_0 (mm)	Araldite® AV138	Araldite® 2015	SikaForce® 7752
$P_{\text{máx}}$ (N)	12,5	9437,5	5593,8	3178,1
	25	18875,0	11187,5	6356,3
	37,5	28312,5	16781,3	9534,4
	50	37750,0	22375,0	12712,5

Como tem vindo a ser feito com todos os métodos descritos anteriormente, foi realizada a comparação entre os resultados obtidos pelo método da tensão de cedência generalizada com os resultados obtidos experimentalmente (Figura 55). Deste modo, verifica-se que há uma grande discrepância de valores para os adesivos Araldite® AV138 e Araldite® 2015 e uma elevada aproximação para o adesivo SikaForce® 7752.

O estudo efetuado pela amplitude de variância indica que, para alguns casos, os resultados obtidos apresentam uma variação muito significativa. Os adesivos Araldite® 2015 e Araldite® AV138 apresentam variações crescentes com o aumento de L_0 . Assim sendo, verifica-se que para o adesivo Araldite® AV138 os valores alcançados são de 4015,8 N para $L_0=12,5$ mm e 28407,8 N para $L_0=50$ mm, o que corresponde a uma discrepância de 74% e 304%, em comparação com os resultados experimentais. O

adesivo Araldite® 2015 apresenta uma variação de 305,9 N para $L_0=12,5$ mm e de 7192,8 N para $L_0=50$ mm, o que corresponde a uma diferença percentual de 6% para $L_0=12,5$ mm e de 47% para $L_0=50$ mm. Os resultados obtidos para o adesivo SikaForce® 7752 são bastante diferentes dos anteriores, já que apresentam uma variação de 447,5 N para $L_0=12,5$ mm (12%) e de 1671,2 N para $L_0=50$ mm (12%). Denota-se que para o adesivo SikaForce® 7752 este método é bastante adequado devido a este adesivo apresentar uma boa ductilidade, e não adequado para adesivos frágeis. De salientar que a diferença percentual atingida por este adesivo comparativamente com os dados experimentais é 12% para todos os comprimentos de sobreposição.

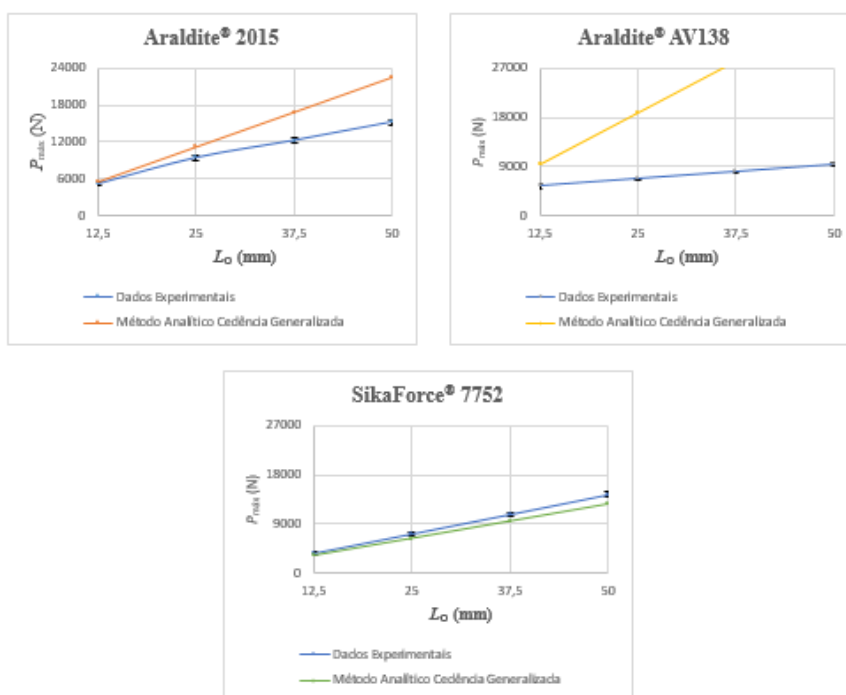


Figura 55 - Comparação de $P_{máx}$ entre o método da cedência generalizada e os resultados obtidos experimentalmente, para os três adesivos.

3.2.2 Modelos numéricos

3.2.2.1 Condições da análise numérica

O *software* ABAQUS® possui uma extensa biblioteca de elementos e uma grande aplicação em diversos trabalhos na área da adesão. Permite a utilização do módulo integrado de MDC para prever a resistência das JSS. De seguida, apresentam-se os procedimentos de pré-processamento da modelação em MEF, utilizando os módulos do *software* em que a informação foi introduzida.

A análise de MEF baseia-se na utilização de elementos sólidos de 4 nós para a modelação dos substratos (CPE4 do ABAQUS®) e elementos coesivos para a camada do adesivo. Para este efeito, foi feita uma análise 2D como aproximação da geometria em análise,

fornecendo resultados precisos para este tipo de geometrias. Os aderentes foram modelados como sólidos elasto-plásticos e o adesivo foi modelado com elementos MDC (Figura 56).

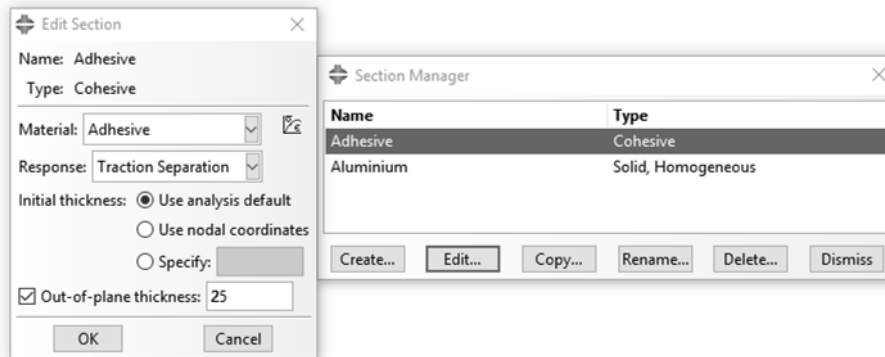


Figura 56 - Atribuição das secções dos substratos e adesivo para análise por MDC no ABAQUS®.

Existem vários passos que devem ser completados de forma sequencial. Sendo assim, vão ser descritas todas as operações realizadas na criação das JSS através da interface do ABAQUS®.

1º Passo – Part

Para a modelação dos substratos e do adesivo foi desenhado apenas um corpo (Figura 57), que foi de seguida dividido em partições para serem atribuídos os respetivos materiais. Na camada do adesivo considerou-se apenas um elemento na direção de t_A . A modelação dos aderentes efetuou-se com elementos sólidos de 4 nós (CPE4 do ABAQUS®) de estado de plano de deformação. Considerou-se o comportamento não linear geométrico das juntas.

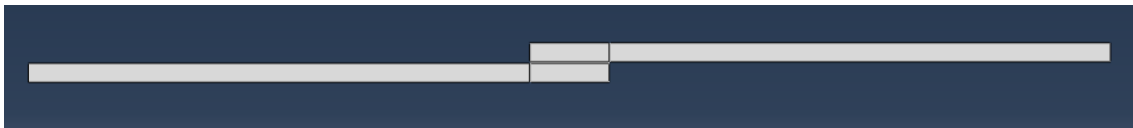


Figura 57 - JSS modelada no ABAQUS®.

Para a simulação numérica foram construídos modelos com as dimensões de cada configuração de junta. A Figura 58 representa a construção de uma junta com um comprimento $L_0=12,5$ mm.

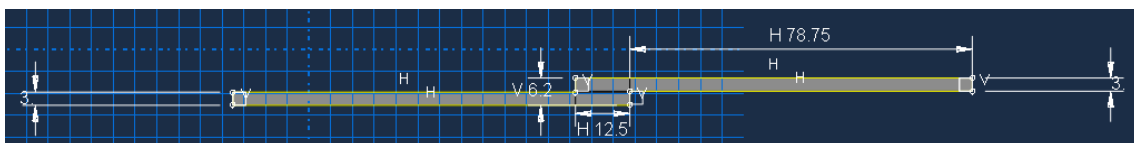


Figura 58 - Desenho 2D de uma junta com $L_0=12,5$ mm.

Após terminado o desenho de conjunto, é necessário efetuar as partições de modo a atribuir as diferentes propriedades e diferentes comportamentos de secções (Figura 59).

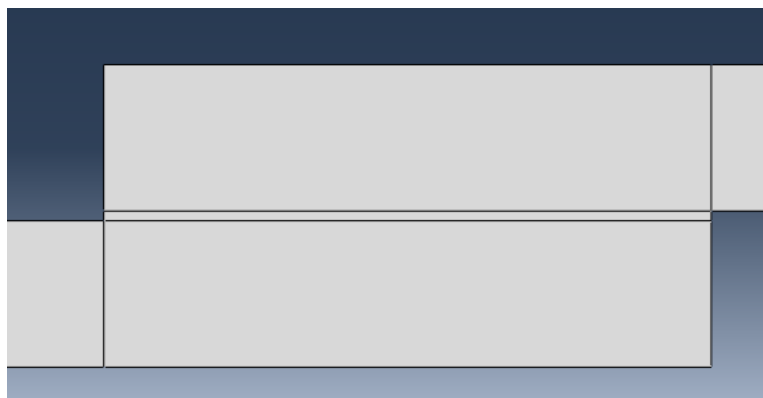


Figura 59 - Diferentes partições na simulação das juntas.

As partições desenvolvidas devem isolar diferentes zonas da junta, como a camada do adesivo e os aderentes.

2º Passo – Property

Neste passo define-se a atribuição das propriedades mecânicas no substrato e no adesivo. É neste módulo que são criados os materiais e as secções.

Na análise por MDC, a modelação do adesivo é realizada por uma aproximação contínua, com uma única linha de elementos coesivos e uma lei de tração-separação triangular, incluindo a rigidez da camada adesiva.

3º Passo – Assembly

Sendo os modelos constituídos por um componente, embora dividido em partições relativas aos diferentes constituintes da junta, não há necessidade de executar nenhuma operação neste passo.

4º Passo – Step

Os parâmetros de computação da simulação são introduzidos nesta secção. Na Figura 60 estão definidos os incrementos utilizados e o tamanho dos incrementos. De modo a evitar a paragem da análise por exceder o número de incrementos permitido, foi considerado um valor de 10000 para o número máximo de incrementos a realizar na análise. Considerou-se um tamanho inicial de incremento de 0,25% do deslocamento aplicado nos modelos. O tamanho máximo do incremento foi também fixo em 0,25% do deslocamento aplicado. O tamanho mínimo do incremento foi um valor extremamente reduzido para contabilizar a redução de tamanho do incremento que o *software* tem necessidade de aplicar durante a fase de propagação de dano de modo a evitar os problemas de convergência associados.

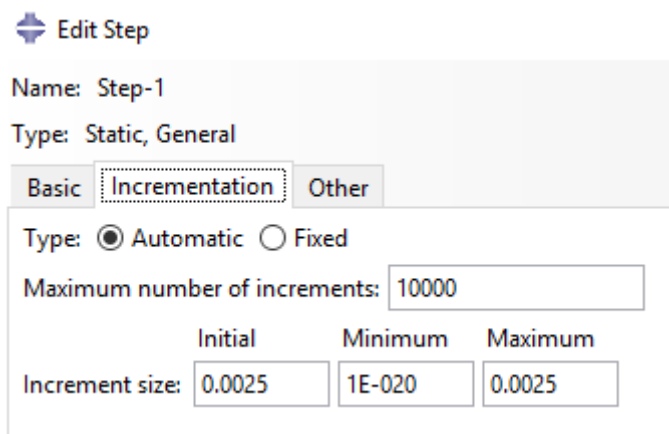


Figura 60 - Definição de incrementos para análise.

5º Passo - *Interaction*

Não é necessário executar esta operação devido aos modelos serem constituídos por uma única peça.

6º Passo – *Load*

Na simulação do carregamento de tração é necessário aplicar condições fronteira à junta adesiva. A Figura 61 apresenta as condições fronteira utilizadas nas simulações realizadas. No substrato inferior é simulado um encastramento, enquanto na extremidade do substrato superior é aplicado um deslocamento horizontal de 0,2 mm e uma restrição vertical à secção.

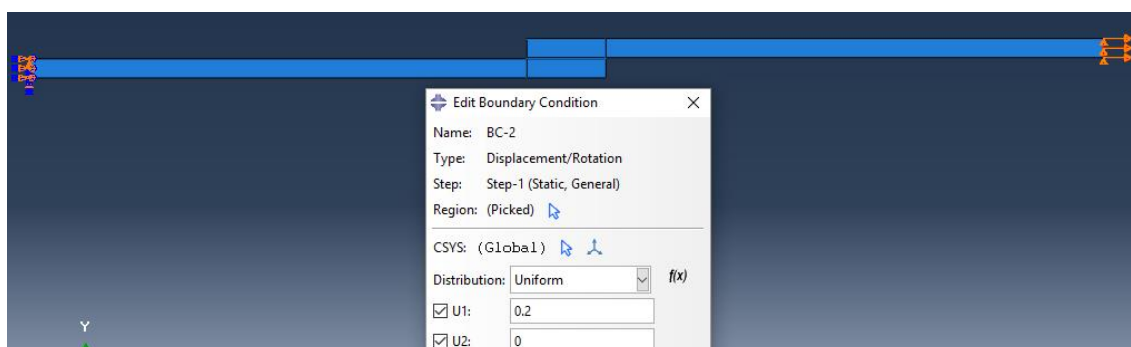


Figura 61 - Representação das condições fronteira.

7º Passo – *Mesh*

Neste passo é efetuada a discretização da geometria em elementos finitos. As zonas onde sucedem os maiores gradientes de tensão dever ser o mais refinadas possível. A junta adesiva apresenta uma variação das dimensões da malha, mais refinada na zona adesiva e nas suas proximidades, como se pode observar na figura. Verifica-se que as zonas mais perto das extremidades da sobreposição estão mais refinadas do que no centro da junta.

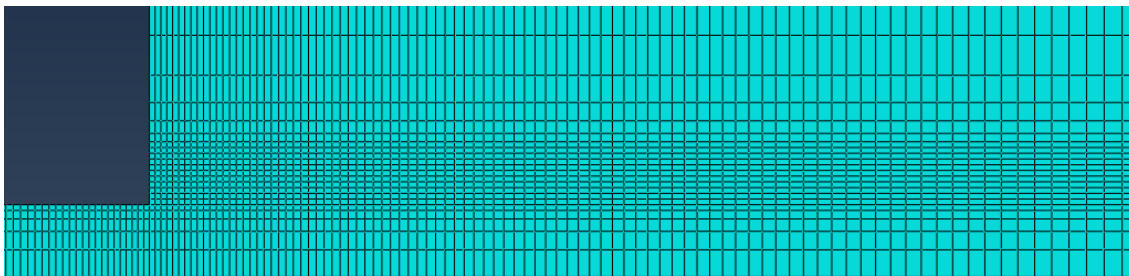


Figura 62 - Detalhe da malha do MEF na zona de sobreposição.

8º Passo – Job

A simulação da junta começa nesta secção. O nome e a capacidade computacional que se pretende atribuir à simulação é inserido aqui. Posteriormente, submete-se a simulação. Através do comando “Results” passa-se para o passo seguinte.

9º Passo – Visualization

É nesta secção que se visualiza os resultados obtidos na junta adesiva. A Figura 63 apresenta a JSS para um comprimento $L_0=12,5$ mm. Terminada a simulação, procede-se à análise de resultados para a obtenção das curvas $P-\delta$. Com o comando “output” cria-se as curvas, para tal, somam-se todas as reacções do encastramento e retira-se os valores do deslocamento.

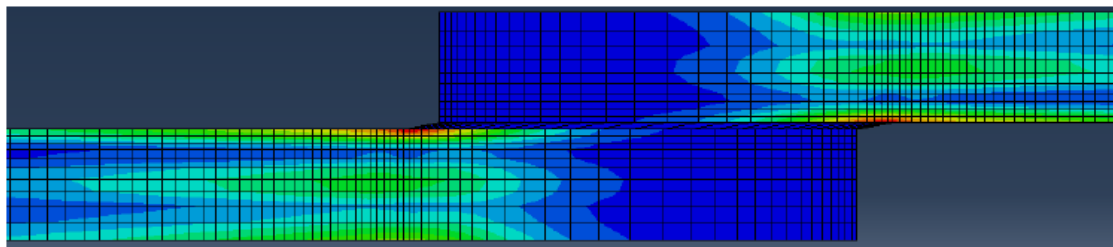


Figura 63 - Deformação de uma JSS.

3.2.2.2 Mecânica dos meios contínuos

Este subcapítulo compara a distribuição de tensões de arrancamento (σ_y) e as tensões de corte (τ_{xy}), considerando os diferentes valores de L_0 e a meio da espessura do adesivo, de forma a compreender as variações de resistência para as diferentes configurações de junta, conforme se irá discutir posteriormente. Todas as distribuições de tensões estão normalizadas por $\tau_{méd}$, representando a média de valores de τ_{xy} na ligação adesiva para cada valor de L_0 . As distribuições de tensões dizem respeito ao adesivo Araldite® 2015, embora também sejam representativas dos outros dois adesivos. De facto, observa-se que as distribuições de tensões são similares entre adesivos, embora tenham sido encontradas pequenas diferenças dependendo da rigidez dos adesivos (uma maior rigidez aumenta os picos de tensão nas extremidades da sobreposição).

As figuras seguintes mostram as distribuições das tensões σ_y e das tensões τ_{xy} em função de x/L_0 ($0 \leq x \leq L_0$).

Tensões de arrancamento

As distribuições de tensões σ_y para as JSS em função de L_0 são dadas pela Figura 64. 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 [101, 102]. 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 [103].

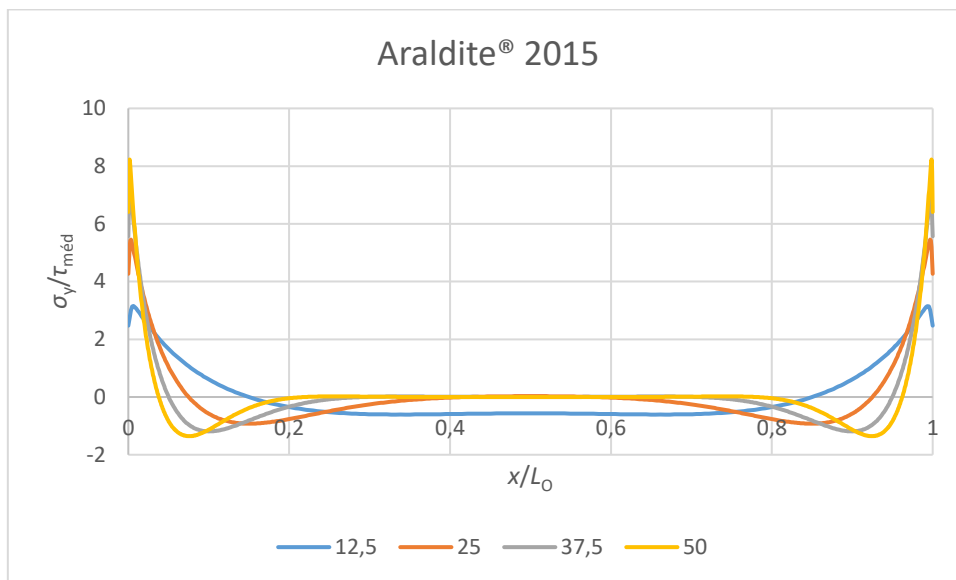


Figura 64 - Distribuição de tensões σ_y a meio da espessura do adesivo Araldite® 2015 em função de L_0 .

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 de magnitude com L_0 . Ao mesmo tempo as tensões compressivas na zona interior da camada do adesivo tornam-se menos significativas. Esta tendência tende a parar a propagação de dano após dano localizado nas zonas de singularidades [104], o que justifica algumas vezes que o valor de $P_{máx}$ é obtido após a iniciação da fenda [104]. O aumento dos picos de tensão com o aumento de L_0 deve reduzir a resistência média da junta na área colada, especialmente para juntas com adesivos frágeis [105].

Tensões de corte

Tal como para a distribuição de tensões σ_y , a distribuição de tensões τ_{xy} apresentada na Figura 65 demonstra valores mais reduzidos na região interior do adesivo, atingindo o máximo nas extremidades de sobreposição [106]. Isto deve-se à deformação diferencial de cada um dos substratos ao longo da sobreposição, que é nula na extremidade livre dos substratos e aumenta progressivamente até à extremidade oposta [107]. Na região central da sobreposição estes efeitos são anulados, com o desenvolvimento de tensões τ_{xy} apenas devido ao esforço de tração aplicado na junta. Os gradientes de tensão τ_{xy} aumentam com L_0 devido ao gradiente crescente de deformações longitudinais nos substratos causado pelas grandes áreas de colagem e cargas aplicadas. Nas juntas adesivas em que se empreguem adesivos frágeis a resistência da junta é afetada pelo facto de as tensões σ_y e τ_{xy} não permitirem plastificação nas extremidades da sobreposição [107]. Por sua vez, os adesivos dúcteis permitem uma melhor redistribuição de tensões nessas regiões, ao mesmo tempo que a região interna da sobreposição é gradualmente colocada sob cargas crescentes, o que possibilita um aumento da resistência da junta [107].

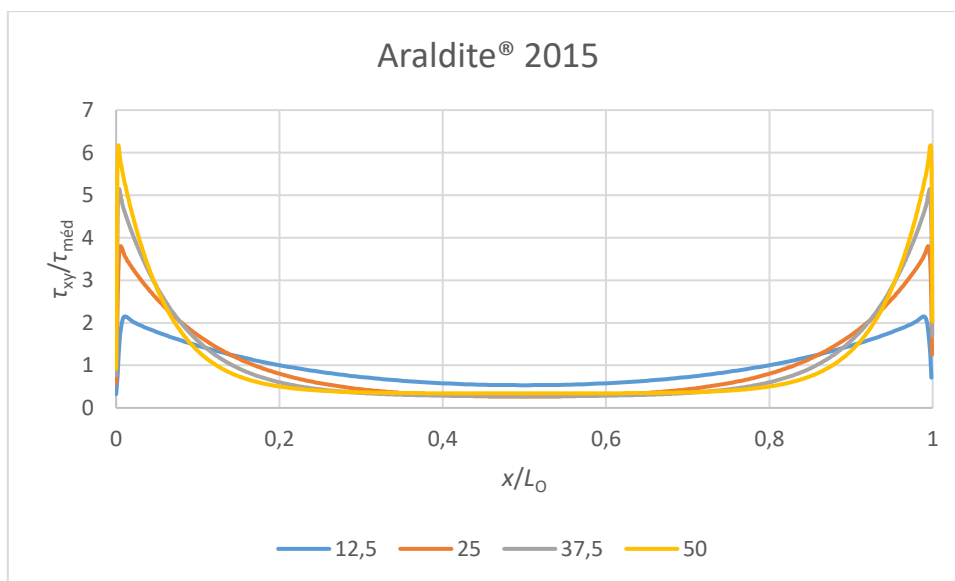


Figura 65 - Distribuição de tensões τ_{xy} a meio da espessura do adesivo Araldite® 2015 em função de L_0 .

Neste subcapítulo também se vai comparar os valores de $P_{\text{máx}}$ dos critérios de tensão de corte máxima, tensão de tração máxima, deformação rotura ao corte e deformação de rotura à tração com os valores experimentais $P_{\text{máx}}$ obtidos.

Tensão de corte máxima

Na Tabela 17 estão registados os valores $P_{m\acute{a}x}$ da tensão de corte máxima obtidos pelo ABAQUS®.

Tabela 17 - Valores de $P_{m\acute{a}x}$ obtidos pelo critério de tensão de corte máximo.

	L_0 (mm)	Araldite® AV138	Araldite® 2015	SikaForce® 7752
$P_{m\acute{a}x}$ (N)	12,5	2117,30	1999,83	2035,69
	25	2553,74	2468,19	2598,03
	37,5	2921,62	2830,44	3022,92
	50	3316,97	3229,15	3453,81

No geral, verifica-se que os valores obtidos são inferiores em comparação com os dados experimentais.

A amplitude da variância apresenta para este método valores muito significativos para todos os adesivos em estudo. No caso do Araldite® AV138 os valores variam entre 3000 N para $L_0=12,5$ mm e 6050 N para $L_0=50$ mm. Para o adesivo Araldite® 2015 a variação ocorre entre valores de aproximadamente de 3200 N ($L_0=12,5$ mm) e 12000 N ($L_0=50$ mm). Os valores apresentados para o SikaForce® 7752 variam entre 1500 N ($L_0=12,5$ mm) e 11000 N ($L_0=50$ mm), aproximadamente.

No que diz respeito à diferença percentual entre os valores obtidos por este critério e experimentalmente, para o caso do adesivo Araldite® AV138 regista-se uma diferença de 60% para $L_0=12,5$ mm e de 65% para $L_0=50$ mm. No caso do adesivo Araldite® 2015 a diferença percentual obtida para $L_0=12,5$ mm é igualmente de 60% face aos 80% para $L_0=50$ mm. Como seria de esperar, a diferença mais significativa acontece para o adesivo SikaForce® 7752 com 45% para $L_0=12,5$ mm e 76% para $L_0=50$ mm. O critério apresenta-se pouco fiável tanto para adesivos frágeis como dúcteis.

Na Figura 66 visualiza-se a grande diferença que existe do critério de tensão de corte máxima relativamente aos valores $P_{m\acute{a}x}$ obtidos experimentalmente.

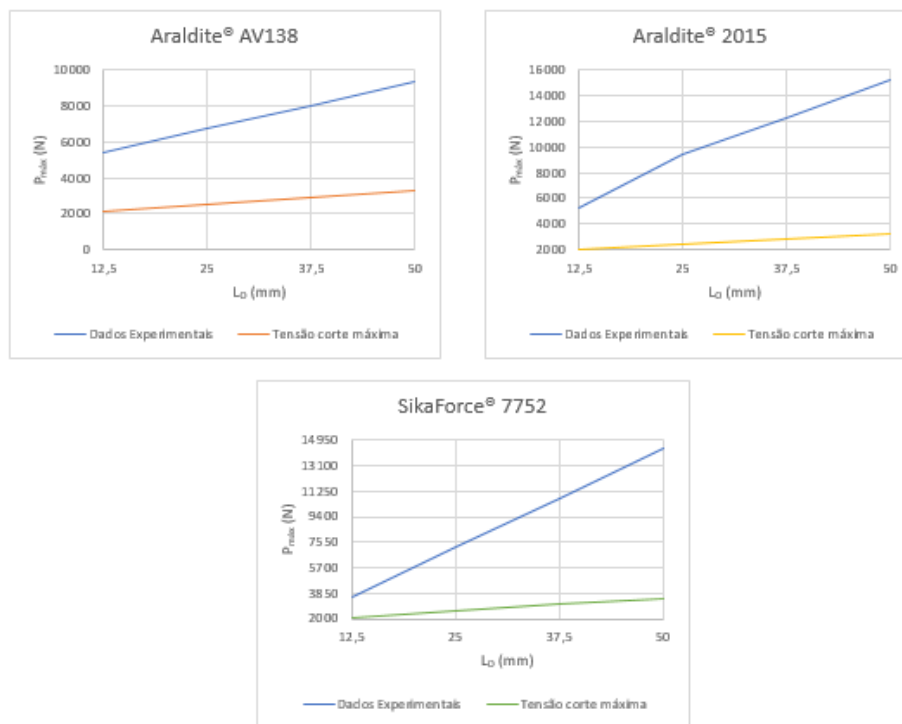


Figura 66 - Comparação entre as previsões de $P_{máx}$ através do critério de tensão de corte máximo e os valores experimentais, para os três adesivos.

Tensão de tração máxima

A Tabela 18 apresenta os valores $P_{máx}$ obtidos no ABAQUS® pelo critério da tensão de tração máxima.

Tabela 18 - Valores de $P_{máx}$ obtidos pelo critério de tensão de tração máxima.

	L_0 (mm)	Araldite® AV138	Araldite® 2015	SikaForce® 7752
$P_{máx}$ (N)	12,5	876,13	747,17	681,97
	25	991,26	856,30	847,51
	37,5	1121,52	967,07	962,91
	50	1270,80	1094,58	1090,49

À semelhança do critério anteriormente descrito, registam-se valores inferiores aos experimentais.

A amplitude de variância apresenta-se igualmente elevada. No caso do adesivo Araldite® AV138 os valores variam entre aproximadamente 4500 N ($L_0=12,5$ mm) e 8100 N ($L_0=50$ mm). Para o Araldite® 2015 a variação ocorre entre valores de aproximadamente 4500 N ($L_0=12,5$ mm) e 14100 N ($L_0=50$ mm). Os valores apresentados para o SikaForce® 7752 variam entre 3000 N ($L_0=12,5$ mm) e 13300 N ($L_0=50$ mm), aproximadamente.

Relativamente à diferença percentual entre valores obtidos por este critério e pelos dados experimentais, verifica-se para o adesivo Araldite® AV138 uma diferença de 83% para $L_0=12,5$ mm e 87% para $L_0=50$ mm. No caso do adesivo Araldite® 2015 a diferença percentual obtida para $L_0=12,5$ mm é de 85% face aos 93% para $L_0=50$ mm. A diferença para o adesivo SikaForce® 7752 e $L_0=12,5$ mm é de 81% e, para $L_0=50$ mm, esta é de 93%. Verifica-se que, igualmente ao critério de tensão de corte máxima, também por este critério o adesivo apresenta diferenças percentuais muito elevadas. Desta forma, conclui-se que o critério de tensão de tração máxima não é o mais adequado para a previsão da resistência destas juntas adesivas.

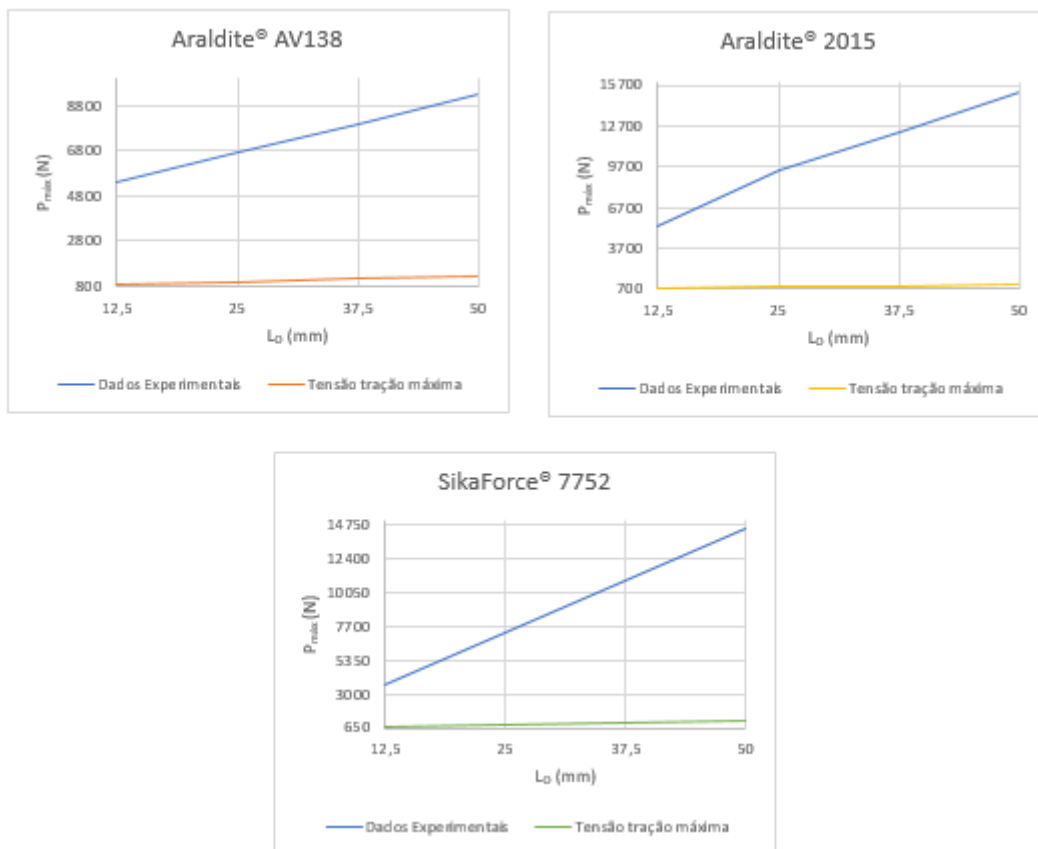


Figura 67 - Comparação entre as previsões de $P_{m\acute{a}x}$ através do critério de tensão de tração máxima e os valores experimentais, para os três adesivos.

A Figura 67 mostra a elevada diferença dos valores obtidos experimentalmente relativamente aos valores $P_{m\acute{a}x}$ obtidos pelo critério de tensão da tração máxima.

Deformação rotura ao corte

Na Tabela 19 estão registados os valores $P_{m\acute{a}x}$ da deformação de rotura ao corte obtidos pelo ABAQUS®.

Tabela 19 - Valores de $P_{\text{máx}}$ obtidos pelo critério de deformação de rotura ao corte.

	L_0 (mm)	Araldite® AV138	Araldite® 2015	SikaForce® 7752
$P_{\text{máx}}$ (N)	12,5	10461,96	30652,34	18616,26
	25	13273,43	43782,41	23294,85
	37,5	16106,11	54826,28	29718,53
	50	18683,39	62479,85	35149,52

De um modo geral, os valores apresentados na Tabela 19 são bastante superiores aos valores experimentais, o que vai ter um efeito significativo na amplitude de variância. No caso do adesivo Araldite® AV138 os valores variam entre 5040 N ($L_0=12,5$ mm) e 9350 N ($L_0=50$ mm). No caso do adesivo Araldite® 2015 a variação acontece entre valores de aproximadamente 25300 N ($L_0=12,5$ mm) e 47300 N ($L_0=50$ mm). Para o adesivo SikaForce® 7752 os valores variam entre 15000 N ($L_0=12,5$ mm) e 21000 N ($L_0=50$ mm), aproximadamente.

A estes valores de amplitude de variância correspondem diferenças percentuais também elevadas. Para o adesivo Araldite® AV138 regista-se uma diferença de 92% para $L_0=12,5$ mm e de 100% para $L_0=50$ mm. No caso do adesivo Araldite® 2015 a diferença percentual obtida é de 480% para $L_0=12,5$ mm e 311% para $L_0=50$ mm. A diferença percentual obtida para o adesivo SikaForce® 7752 é de 413% e de 145% para $L_0=50$ mm. Com diferenças percentuais tão elevadas conclui-se que este critério não é adequado para este tipo de juntas adesivas.

Na Figura 68 visualiza-se a enorme variação de valores obtidos pelo critério de deformação de rotura ao corte em relação aos dados experimentais.

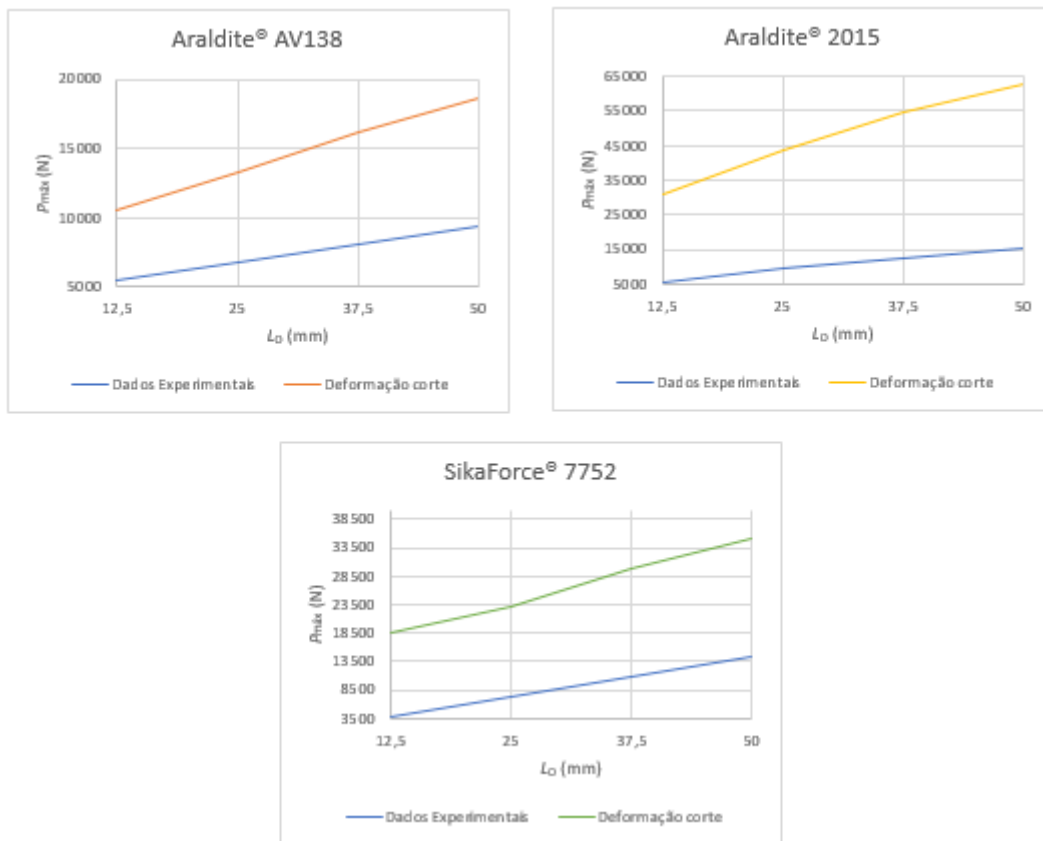


Figura 68 - Comparação entre as previsões de P_{\max} através do critério de deformação de rotura ao corte e os valores experimentais, para os três adesivos.

Deformação de rotura à tração

Na Tabela 20 estão registados os valores P_{\max} da deformação de rotura à tração obtidos pelo ABAQUS®.

Tabela 20 - Valores de P_{\max} obtidos pelo critério de deformação de rotura ao corte.

	L_0 (mm)	Araldite® AV138	Araldite® 2015	SikaForce® 7752
P_{\max} (N)	12,5	1647,45	3976,33	8854,93
	25	1879,96	4761,41	12109,62
	37,5	2130,48	5530,94	14710,55
	50	2418,41	6353,24	17135,19

Tal como no critério de deformação de rotura ao corte, os valores obtidos pelo critério de deformação à tração são bastante mais elevados relativamente aos dados experimentais. Por sua vez, a amplitude de variância apresenta-se igualmente elevada. No caso do adesivo Araldite® AV138 os valores estão compreendidos entre 3700 N ($L_0=12,5$ mm) e 7000 N ($L_0=50$ mm). Para o Araldite® 2015 a variação ocorre entre valores de aproximadamente 1300 N ($L_0=12,5$ mm) e 8900 N ($L_0=50$ mm). No caso do

adesivo SikaForce® 7752 os valores variam entre 5200 N ($L_0=12,5$ mm) e 2800 N ($L_0=50$ mm), aproximadamente.

Relativamente à diferença percentual, o adesivo Araldite® AV138 apresenta uma diferença de 69% para $L_0=12,5$ mm e de 75% para $L_0=50$ mm. No caso do adesivo Araldite® 2015 a diferença percentual varia entre 24% e 59% para $L_0=12,5$ mm e $L_0=50$ mm, respetivamente. O adesivo SikaForce® 7752 varia entre 144% para $L_0=12,5$ mm e 20% para $L_0=50$ mm. Consta-se que este critério não é adequado para o estudo em questão, embora apresente diferenças percentuais mais baixas para os adesivos Araldite® 2015 e SikaForce® 7752 (Figura 69).

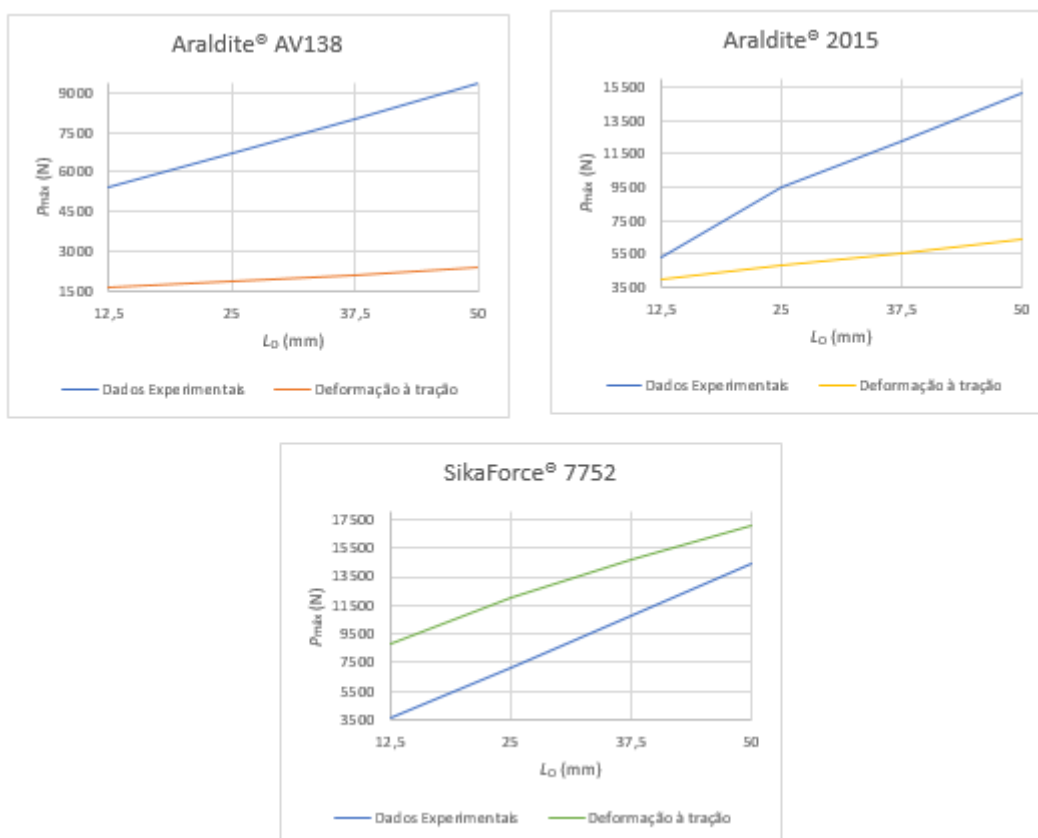


Figura 69 - Comparação entre as previsões de $P_{m\acute{a}x}$ através do critério de deformação de rotura à tração e os valores experimentais, para os três adesivos.

3.2.2.3 Modelos de dano coesivo

Neste subcapítulo apresenta-se a previsão de resistência das juntas pela técnica de MDC. Recorreu-se à utilização de um *software* computacional de análise de MEF (Abaqus®). Procedeu-se à descrição dos processos utilizados para a determinação das propriedades coesiva. Os resultados dos valores de $P_{m\acute{a}x}$ obtidos numericamente serão comparados com os valores obtidos experimentalmente.

3.2.2.3.1 Modelo de dano triangular

Em função do comportamento do tipo de material ou da interface em simulação, podem ser consideradas diferentes formas de leis coesivas de forma a obter resultados mais precisos [108]. Ao longo dos anos foram desenvolvidos diversos modelos, dos quais se destacam o triangular [109], linear parabólico [110], exponencial [111], polinomial [112] e trapezoidal [113]. 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 [114]. O modelo triangular 2D implementado no *software* ABAQUS® está representado na Figura 70, onde a lei de maiores dimensões representa as leis em modo puro, e a lei de menores dimensões representa a lei em modo misto.

O modo puro caracteriza-se pela propagação do dano ocorrer num conjunto específico de nós homólogos quando os valores das tensões no modo respectivo forem anulados na lei coesiva respectiva. Em modo misto, são utilizados critérios de tensões e energéticos para combinar os esforços de tensão e corte [115]. Os elementos coesivos estão sujeitos a uma componente normal de deformação e de uma deformação de corte, que são determinadas recorrendo à cinemática do elemento. Em camadas finas entre substratos rígidos as tensões de membrana são desprezadas.

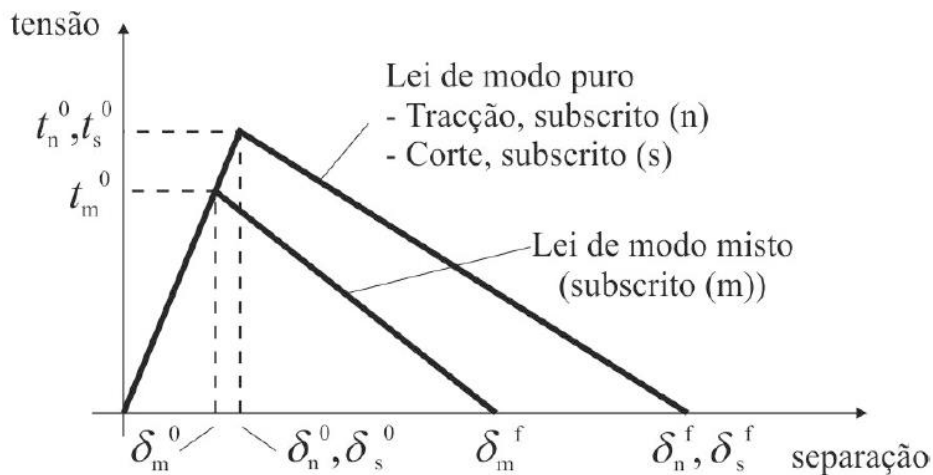


Figura 70 - MDC triangular implementado no *software* ABAQUS®.

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

$$\mathbf{t} = \begin{Bmatrix} t_n \\ t_s \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{mm} & K_{ns} \\ K_{ns} & K_{ss} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \varepsilon_n \\ \varepsilon_s \end{Bmatrix} = \mathbf{K}_{\text{COH}} \boldsymbol{\varepsilon} \quad (54)$$

Esta matriz contém os parâmetros de rigidez da ligação adesiva, cuja definição depende da formulação utilizada. Caso seja uma formulação local, usada para simular fraturas de espessura nula, os parâmetros da matriz possuem valores extremamente elevados, com a finalidade de não haver deformações na estrutura induzidas pela presença dos elementos coesivos [103]. Para uma formulação contínua de camadas finas, mais especificamente para ligações adesivas, adquire-se uma boa aproximação aos parâmetros de rigidez admitindo que

$$K_{nn} = E, K_{ss} = G, K_{ns} = 0, \quad (55)$$

onde E corresponde ao módulo de elasticidade longitudinal e G ao módulo de elasticidade transversal. Considerando estes parâmetros, o modelo reproduz de forma fiel a deformação da camada do adesivo [115]. Em modo misto, a iniciação do dano pode ser definida por diferentes critérios, como o critério quadrático, expresso pela seguinte expressão

$$\left\{ \frac{\langle t_n \rangle}{t_n^0} \right\}^2 + \left\{ \frac{t_s}{t_s^0} \right\}^2 = 1. \quad (56)$$

$\langle \rangle$ são os parêntesis de Macaulay, que indicam que uma tensão de compressão não induz dano. O critério distingue-se pela sua precisão, já testada em trabalhos anteriores [116]. Quando t_m^0 é atingido (Figura 70), pela igualdade da equação (56), a rigidez do material começa a sofrer um processo de amaciamento. A separação completa de um par de nós homólogos (δ_m^f na Figura 70) é prevista por um critério linear energético, em função dos valores de G_{IC} e G_{IIC} .

$$\frac{G_I}{G_{IC}} + \frac{G_{II}}{G_{IIC}} = 1 \quad (57)$$

3.2.2.3.2 Determinação das propriedades de dano

No passado foram publicados estudos que por aproximação assumiam que estes parâmetros eram idênticos aos obtidos para ensaios de provetes maciços à tração e corte [104]. Porém, observa-se uma diferença entre as propriedades do adesivo como material maciço e como camada fina devido à restrição às deformações na camada do adesivo provocada pelos substratos neste tipo de geometrias e propagação de fenda tipicamente em modo misto. Não obstante, 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 do adesivo Araldite® AV138 foi utilizado um método inverso, descrito no trabalho realizado por Campilho et al. [90]. Porém, devido à

inexistência de ensaios de caracterização à fratura, o procedimento seguido foi ligeiramente diferente do mais indicado, que foi utilizado para o adesivo Araldite® 2015, conforme será exemplificado de seguida. Neste caso, foram utilizados os valores de resistência à tração e corte através de ensaios de tração e de corte (*Thick Adherend Shear Test* (TAST)), respetivamente, para a definição de t_n^0 e t_s^0 . Estes valores foram utilizados para a construção das leis coesivas aproximadas, usando inicialmente valores típicos de G_{IC} e G_{IIC} para adesivos frágeis. As leis obtidas para tração e corte foram utilizadas no modelo numérico para a geometria em que o comprimento de sobreposição é de 25 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 de E e G foram determinados experimentalmente com ensaios de tração e ensaios de corte (TAST). A tabela apresenta os parâmetros usados para simular a camada de adesivo Araldite® AV138 numa lei coesiva em modo misto [88].

Tabela 21 - Parâmetros coesivos em tração e corte para uma camada de adesivo Araldite® AV138 com $t_A=0,2$ mm.

E	G	t_n^0	t_s^0	G_{IC}	G_{IIC}
4890	1560	39,45	30,2	0,2	0,38
MPa				N/mm	

Araldite® 2015

As leis coesivas da camada do adesivo Araldite® 2015 foram determinadas num trabalho anterior [90] através de um método inverso. Num estudo anterior [117] é apresentada uma descrição mais detalhada deste método, que basicamente consiste na determinação de G_{IC} e G_{IIC} através de ensaios *Double-Cantilever Beam* (DCB) e *End-Notched Flexure* (ENF), respetivamente, utilizando um método ou teoria apropriados para a sua obtenção. O valor de G_{IC} ou G_{IIC} é então usado para a 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 usada 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 usando um procedimento de ajuste entre as curvas $P-\delta$ numéricas e experimentais do teste respetivo de caracterização à fratura, para que a lei coesiva estimada permita reproduzir fielmente o comportamento observado da camada do adesivo. Na tabela está representado os parâmetros usados para simular a camada do adesivo Araldite® 2015 numa lei coesiva em modo misto [117]. Os valores de E e G foram determinados experimentalmente com ensaios de adesivo maciço [118] e ensaios TAST [119], respetivamente.

Tabela 22 - Parâmetros coesivos em tração e corte para uma camada de adesivo Araldite® 2015 com $t_A=0,2$ mm.

E	G	t_n^0	t_s^0	G_{IC}	G_{IIC}
1850	560	21,63	17,9	0,43	4,7
MPa				N/mm	

SikaForce® 7752

O adesivo SikaForce® 7752 não tem disponível até à data as propriedades coesivas obtidas por métodos inversos. Para tal, foram usados como aproximação propriedades caracterizadas em trabalhos anteriores. A Tabela 23 apresenta os parâmetros utilizados para simular a camada do adesivo SikaForce® 7752.

Tabela 23 - Parâmetros coesivos em tração e corte para uma camada de adesivo Sikaforce® 7752 com $t_A=0,2$ mm.

E	G	t_n^0	t_s^0	G_{IC}	G_{IIC}
493	187,75	11,49	10,17	2,36	5,41
MPa				N/mm	

3.2.2.3.3 Previsão de resistência

A Figura 71 apresenta a comparação entre os valores numéricos e experimentais nas JSS do adesivo Araldite® AV138, onde se pode observar uma excelente concordância de resultados.

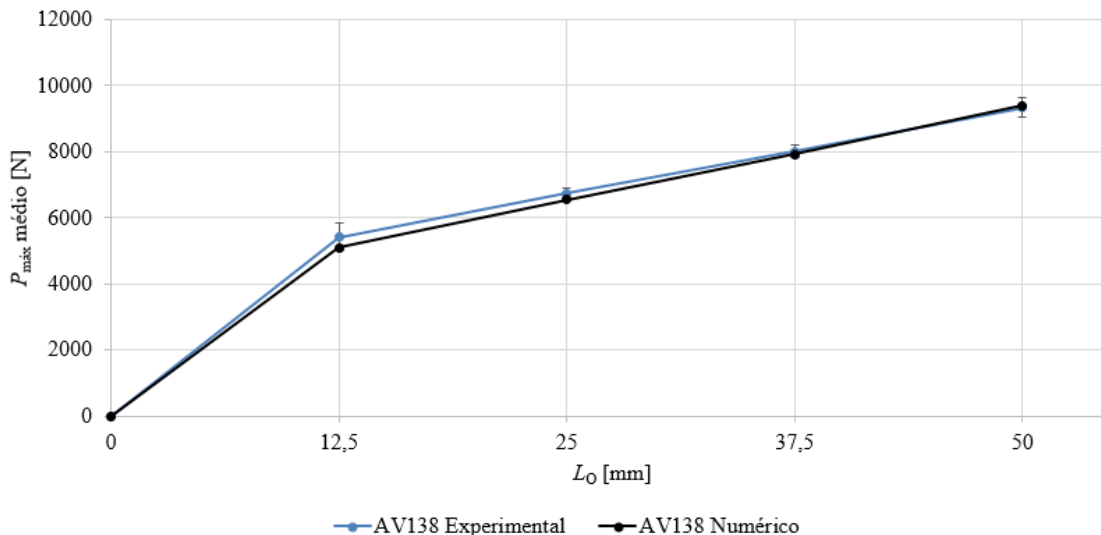


Figura 71 - Comparação entre as curvas $P_{\text{máx médio}}$ médio- L_0 experimentais e numéricas para o adesivo Araldite® AV138 nas JSS.

É para $L_0=12,5$ mm que se apresenta o maior desvio percentual, sendo ele igual a -5,82%, apresentando um valor numérico de $P_{\text{máx médio}}$ na ordem dos 5,1 kN. Relativamente a $L_0=25$ mm regista-se um desvio percentual de -2,78% com um valor numérico de $P_{\text{máx médio}}$ de aproximadamente 6,6 kN. No que toca aos seguintes L_0 (37,5 mm e 50 mm)

verifica-se um decréscimo nos desvios percentuais (-1,05% e 0,53%, respetivamente) e um aumento do valor numérico de $P_{\text{máx médio}}$ (7932,2 kN e 9391,5 kN, respetivamente).

A Figura 72 apresenta a comparação entre os resultados experimentais com os numéricos das JSS relativas ao adesivo Araldite® 2015 na qual, tal como na Figura 71 (Araldite® AV138), se regista uma excelente aproximação dos valores numéricos com os valores experimentais. De facto, o maior desvio percentual é de cerca 5,22% com um $P_{\text{máx médio}}$ de aproximadamente 12,8 kN, correspondente a $L_0=37,5$ mm. Relativamente aos outros L_0 verifica-se, para $L_0=12,5$ mm, um valor de $P_{\text{máx médio}} \approx 5,5$ kN com um desvio percentual de 4,20% e, para $L_0=25$ mm, um valor de $P_{\text{máx médio}} \approx 9,8$ kN com um desvio percentual de 3,18%. Por último, para $L_0=50$ mm, o valor de $P_{\text{máx médio}}$ registado foi de 15,8 kN com desvio percentual de 4,21%.

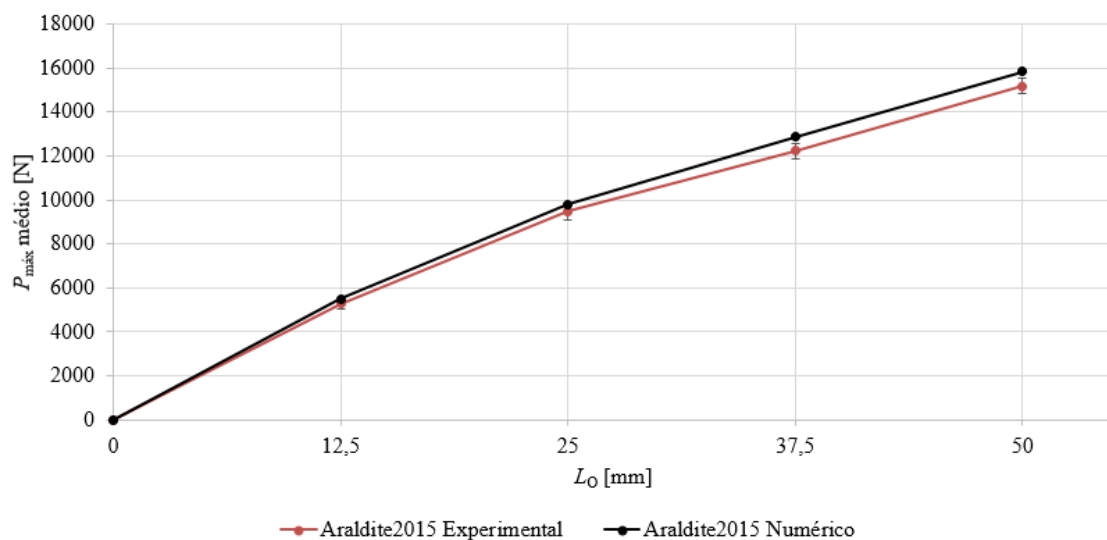


Figura 72 - Comparação entre as curvas $P_{\text{máx médio}} - L_0$ experimentais e numéricas para o adesivo Araldite® 2015 nas JSS

Na Figura 73 são apresentadas as curvas experimentais e numéricas de $P_{\text{máx médio}}$ em função de L_0 para o adesivo Sikaforce® 7752 nas JSS. Através da análise do gráfico, verifica-se a existência de grandes desvios percentuais, sendo que os resultados numéricos apresentam valores de $P_{\text{máx médio}}$ bastante superiores aos experimentais. Através da análise detalhada dos modelos numéricos, observou-se que esta diferença se deveu à estimativa por excesso de t_n^0 e t_s^0 para este adesivo. De facto, devido à utilização de leis coesivas triangulares para modelar um adesivo de grande ductilidade foi necessário aumentar t_n^0 e t_s^0 nos processos inversos de ajuste dos ensaios DCB e ENF, respetivamente. Desta forma, a posterior aplicação destes valores para a previsão de resistência de juntas adesivas conduz à previsão por excesso de $P_{\text{máx}}$. Relativamente a $L_0=12,5$ mm, registou-se o menor desvio padrão, sendo ele de 38,71% com um $P_{\text{máx médio}} \approx 5,0$ kN. Seguidamente, para $L_0=25$ mm verificou-se um $P_{\text{máx médio}} \approx 10,5$ kN com um desvio percentual de 46,43%. Em relação a $L_0=37,5$ mm e $L_0=50$ mm, registaram-se

valores de $P_{\text{máx médio}} \approx 15,9$ kN com um desvio percentual de 48,17%, e $P_{\text{máx médio}} \approx 21,7$ kN com um desvio percentual de 50,78%, respetivamente.

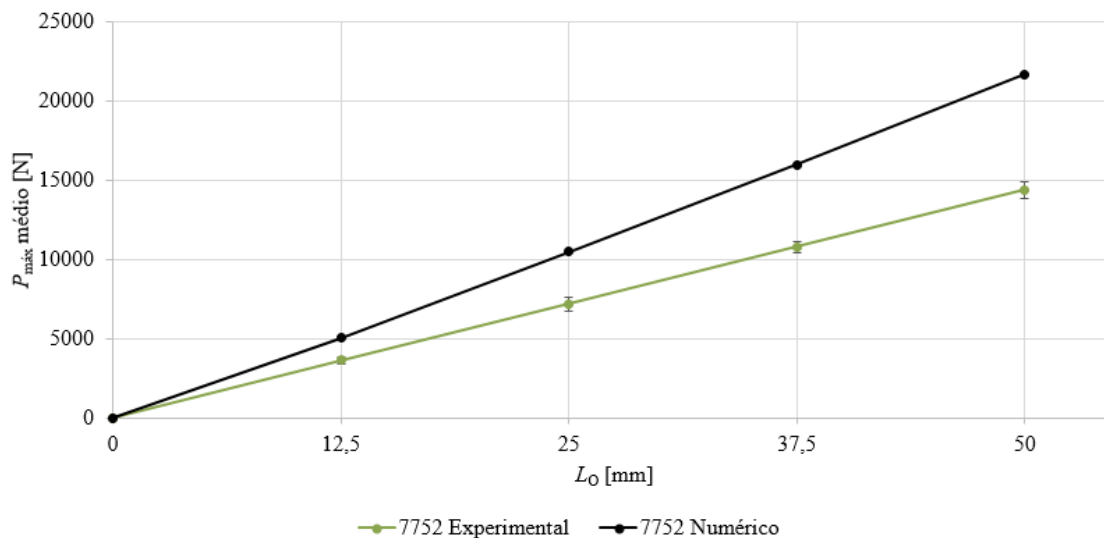


Figura 73 - Comparação entre as curvas $P_{\text{máx médio}} - L_0$ experimentais e numéricas para o adesivo Sikaforce® 7752 nas JSS

3.2.2.4 Modelos sem malha

Este subcapítulo compara a distribuição de tensões de arrancamento (σ_y) e as tensões de corte (τ_{xy}), para os diferentes tipos de adesivos em estudo a meio da espessura do adesivo. Conforme dito no capítulo 3.2.2.1, todas as distribuições de tensões estão normalizadas por $\tau_{\text{méd}}$, que representa a média de valores de τ_{xy} na ligação adesiva para cada valor de L_0 .

Para a realização deste estudo, foi utilizado o programa FEMAS. Com a ajuda deste programa fez-se simulações com duas malhas diferentes. A primeira malha obtém-se com o recurso ao software FEMAP e exporta-se a malha desenhada no ABAQUS®. A segunda malha é construída no programa FEMAS.

A explicação dada no capítulo 3.2.2.1 é igual para os tópicos seguintes apresentados, pois o objetivo é obter as tensões de corte e arrancamento, bem como $P_{\text{máx}}$ para o critério da tensão de corte máxima e da tensão de tração máxima.

3.2.2.4.1 Condições da análise numérica

A análise numérica realizada teve por base o *software* FEMAS (Figura 74) [120]. Este *software* tem a possibilidade de usar o MEF, tal como o ABAQUS®, e permite também analisar as estruturas pelo método NRPIM.

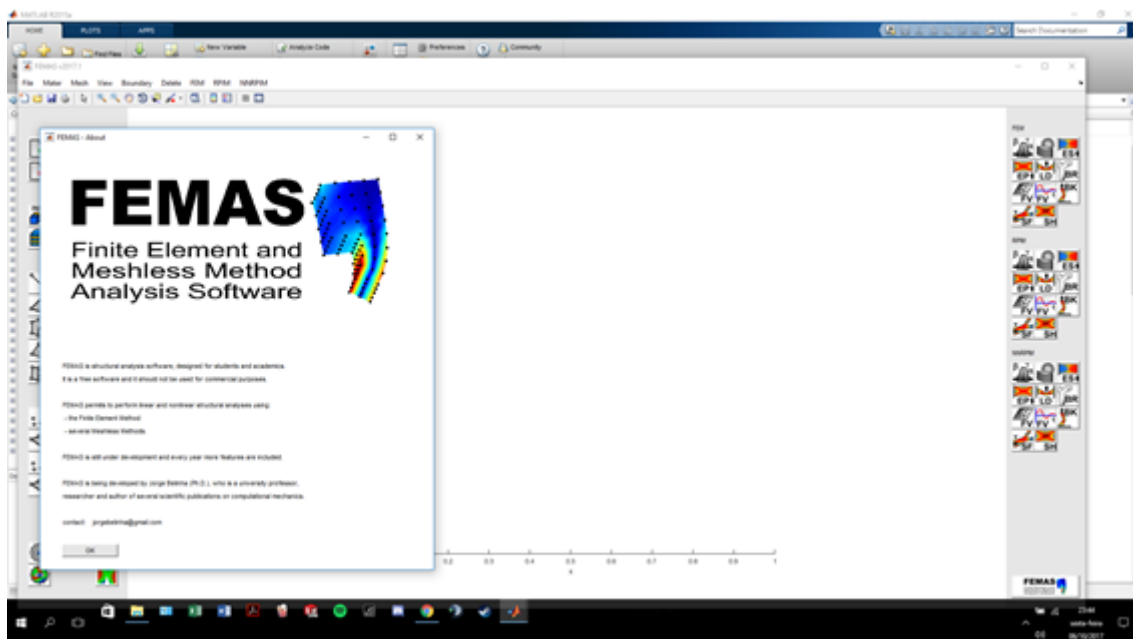


Figura 74 - Programa FEMAS.

Na construção da malha FEMAS têm-se de definir alguns parâmetros. No módulo 'MATER-Structure' definiram-se os parâmetros apresentados na Figura 75.

Number of PATCHES defining the problem domain:	5
Number of GROUPS within the problem domain (fracture problems):	1
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 75 - Parâmetros considerados no módulo 'MATER-Structure'.

De seguida, apesar de não ter de se alterar nada, o FEMAS obriga a abrir os módulos 'MATER-Groups' e 'MATER-Properties' e fazer 'conclui'. As propriedades dos materiais também são definidas neste módulo, para isso faz-se 'MATER-Material' e definem-se as propriedades para o substrato como para o adesivo (Figura 76).

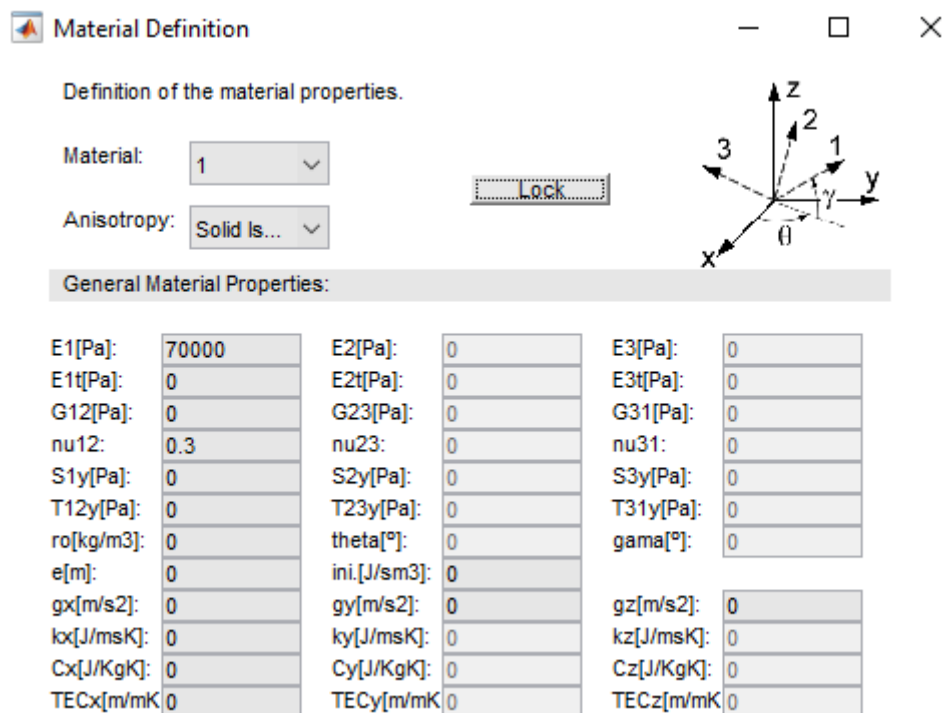


Figura 76 - Propriedades definidas para o substrato no módulo 'MATER-Material'.

Tanto o substrato como o adesivo têm de ser definidos como isotrópicos e depois grava-se no comando 'Save Material'.

Depois de definido o módulo 'MATER' dá-se a construção da malha, no comando 'MESH-Quadrilateral' como apresenta a Figura 77.

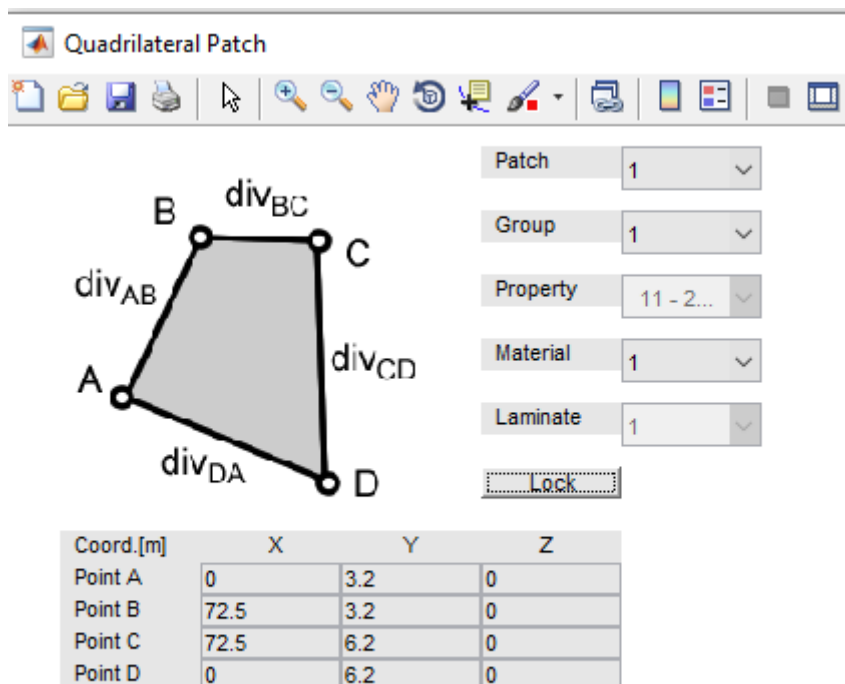


Figura 77 - Construção da malha no módulo 'MESH-Quadrilateral'.

A Figura 78 mostra a malha utilizada na análise do MEF e NRPIM.

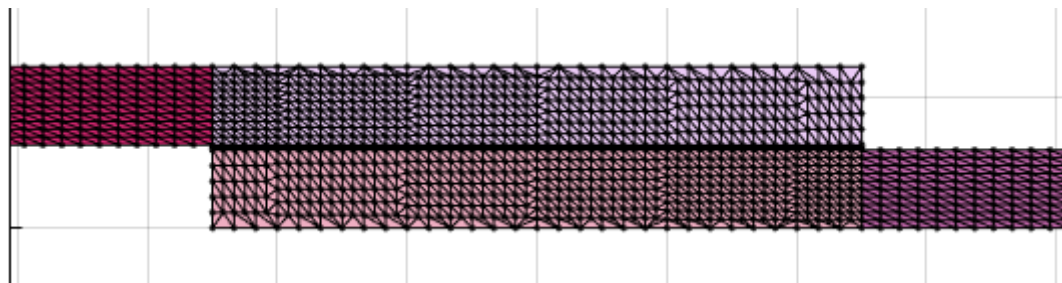


Figura 78 - Malha FEMAS.

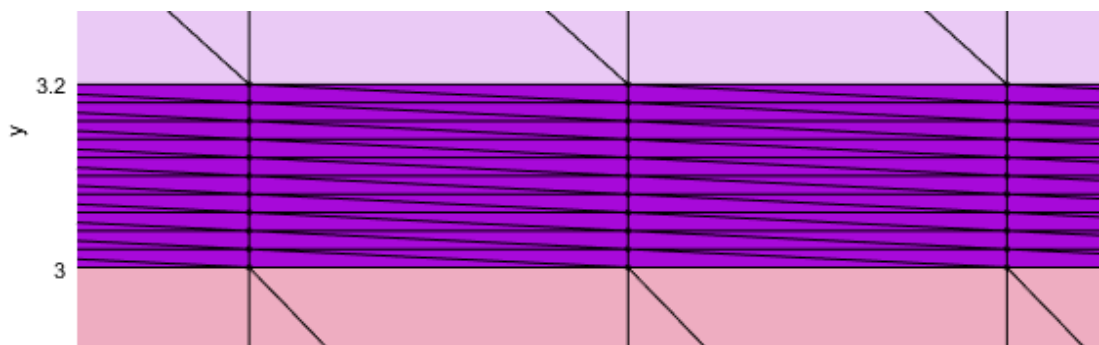


Figura 79 - Malha FEMAS na zona do adesivo.

A Figura 79 apresenta a malha FEMAS na zona do adesivo. No comando apresentado na Figura 80 definem-se as condições fronteira e o deslocamento imposto na junta, bem como a sua direção e sentido. Atribuiu-se um deslocamento de 0,2 mm.



Figura 80 - Comando onde se definem as condições fronteira e o deslocamento na JSS.

Neste programa tem de se impor sempre uma força, mesmo que não seja necessário, para tal define-se uma força muito próxima de zero, como por exemplo $1e-99$.



Figura 81 - Comando onde se define a força aplicada na JSS.

O aspeto final das condições fronteira e do deslocamento imposto está representado nas figuras.

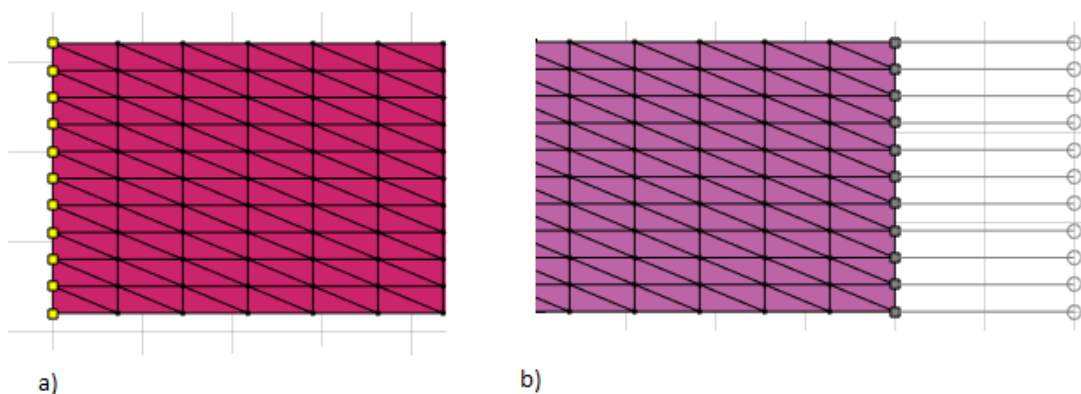


Figura 82 – a) Condições fronteira e b) deslocamento imposto.

Depois de ter definido estas fases todas, faz-se a análise do MEF e do NNRPIM. Tanto para o MEF como para o NNRPIM fez-se um pré-processamento. Para o MEF, após o pré-

processamento faz-se o processamento para obter as curvas de corte e curvas de arrancamento. No entanto, no método de NNRPIM tem de se definir primeiro os parâmetros, no módulo 'NNRPIM-Parameters' e só depois fazer o pré-processamento e processamento, respetivamente.

Estas análises foram realizadas considerando uma malha muito refinada e modelação de substratos e adesivo por elementos sólidos bidimensionais de estado plano de deformação. Os substratos foram modelados com elementos sólidos bidimensionais de estado plano de deformação e o adesivo com elementos coesivos, considerando apenas um elemento na direção da espessura do adesivo.

De salientar que todo o processo descrito anteriormente está relacionado com a construção da malha FEMAS. No caso da malha do ABAQUS® é só necessário exportá-la através do *software* FEMAP e de seguida no comando 'FILE-Export' abre-se o ficheiro INP. Após o ficheiro aberto, verifica-se todo o processo inicial (comando MATER) já que, sem esta verificação, o programa não deixa fazer nenhuma análise. De seguida, atribuem-se as condições fronteira, o deslocamento e a força ($1e-99$), e realiza-se a análise do MEF. A análise do método NNRPIM não foi realizável com a malha do ABAQUS® pois, para esta abrir no FEMAS, teve-se de reduzir o número de nós devido ao gasto computacional. Desta forma, ao analisar o NNRPIM a malha deu erro por causa dos chamados domínios de influência, explicados no subcapítulo 2.3.3.2. A dimensão e a forma destes domínios de influência afeta a performance e a solução final obtida. É importante que todos os domínios de influência contenham aproximadamente o mesmo número de nós. Com a redução da malha, os nós foram reduzidos e afastados e, por consequência, os domínios de influência deixaram de ter o mesmo número de nós. Uma solução era importar a malha do ABAQUS® sem a necessidade de reduzir os nós, no entanto para isso é preciso ter um computador compatível com a capacidade de processamento exigida.

No subcapítulo seguinte vão ser apresentados os resultados obtidos pelo FEMAS para cada um dos métodos.

3.2.2.4.2 Resultados obtidos

Tensão de corte

Na Figura 83 está representado a comparação das tensões de corte normalizadas ($\tau_{xy}/\tau_{méd}$) das diferentes malhas para o $L_0=12,5$ mm do adesivo Araldite® 2015.

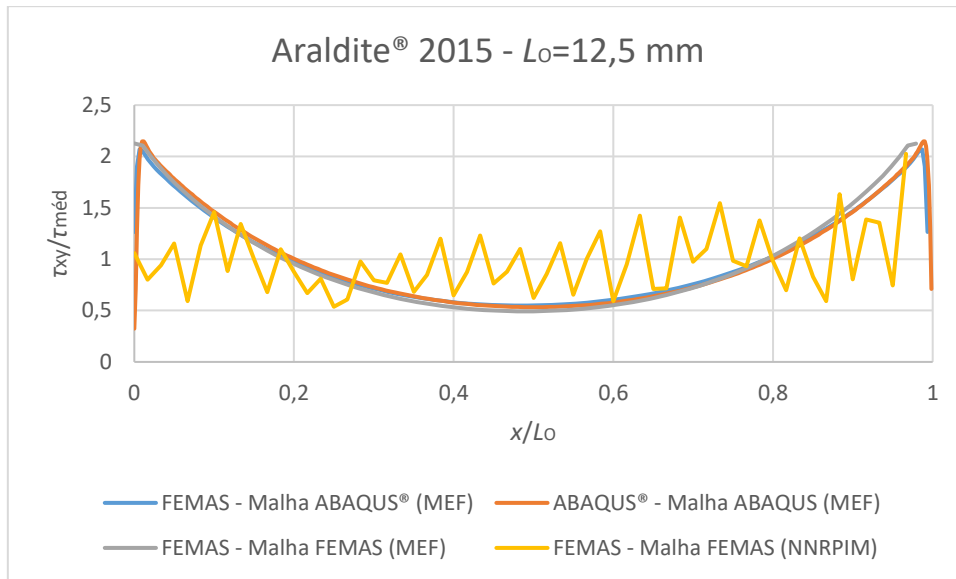


Figura 83 - Comparação das tensões de corte normalizadas para o $L_0=12,5$ mm do adesivo Araldite® 2015.

Na Figura 84 está representada a comparação das tensões de corte normalizadas ($\tau_{xy}/\tau_{méd}$) das diferentes malhas para o $L_0=12,5$ mm do adesivo Araldite® AV138.

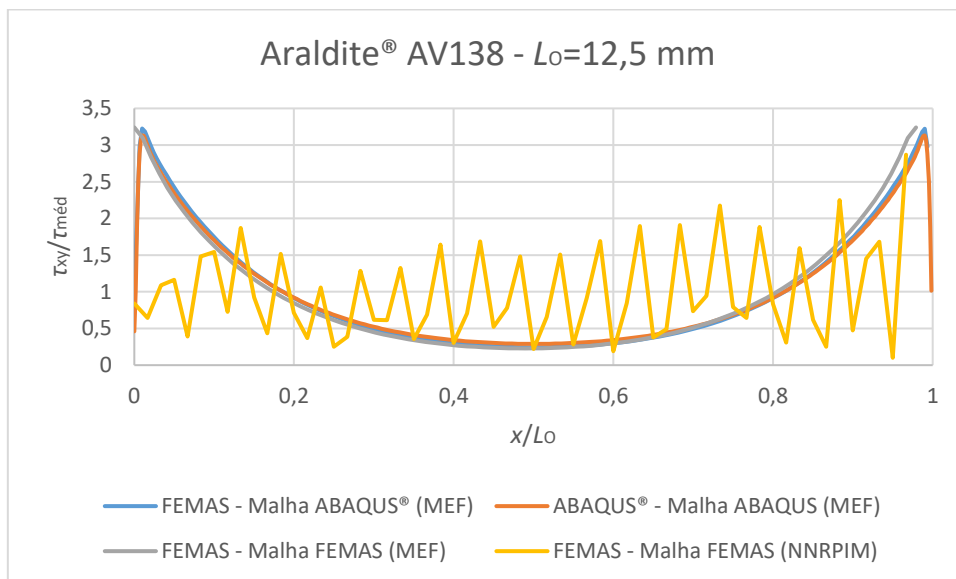


Figura 84 - Comparação das tensões de corte normalizadas para $L_0=12,5$ mm do adesivo Araldite® AV138.

Na Figura 85 está representada a comparação das tensões de corte normalizadas ($\tau_{xy}/\tau_{méd}$) das diferentes malhas para o $L_0=12,5$ mm do adesivo SikaForce® 7752.

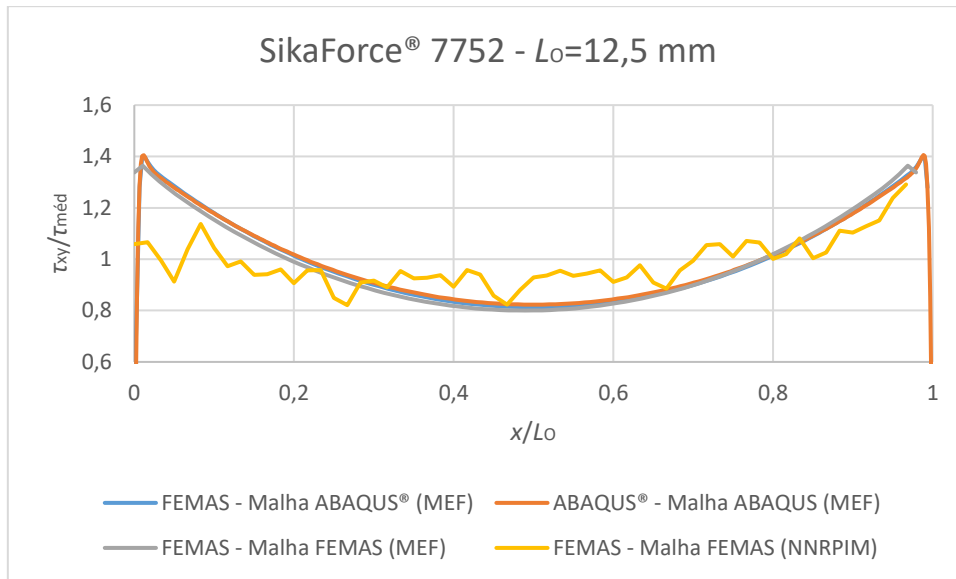


Figura 85 - Comparação das tensões de corte normalizadas para $L_0=12,5$ mm do adesivo SikaForce® 7752.

Na Figura 86 está representada a comparação das tensões de corte normalizadas ($\tau_{xy}/\tau_{méd}$) das diferentes malhas para $L_0=50$ mm do adesivo Araldite® 2015.

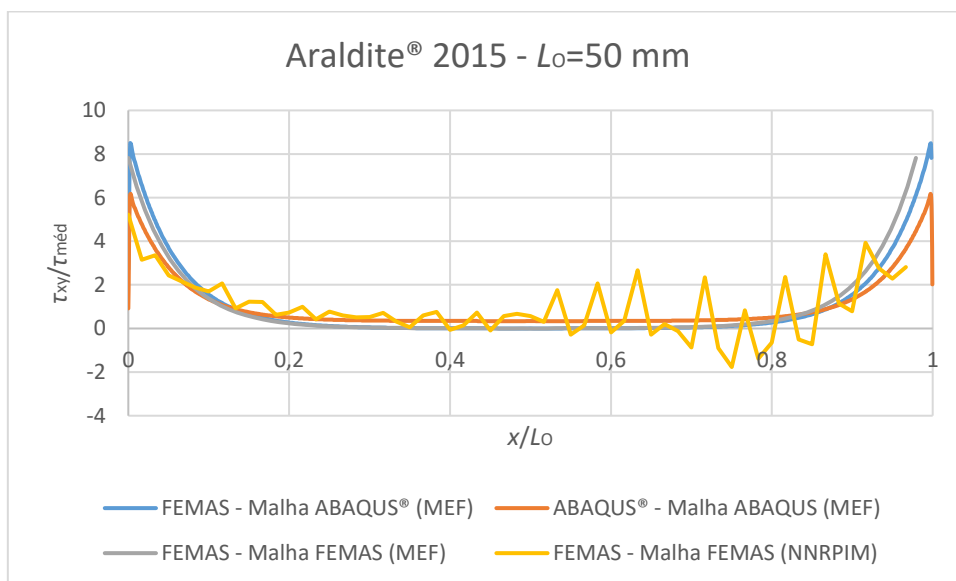


Figura 86 - Comparação das tensões de corte normalizadas para $L_0=50$ mm do adesivo Araldite® 2015.

Na Figura 87 está representada a comparação das tensões de corte normalizadas ($\tau_{xy}/\tau_{méd}$) das diferentes malhas para o $L_0=50$ mm do adesivo Araldite® AV138.

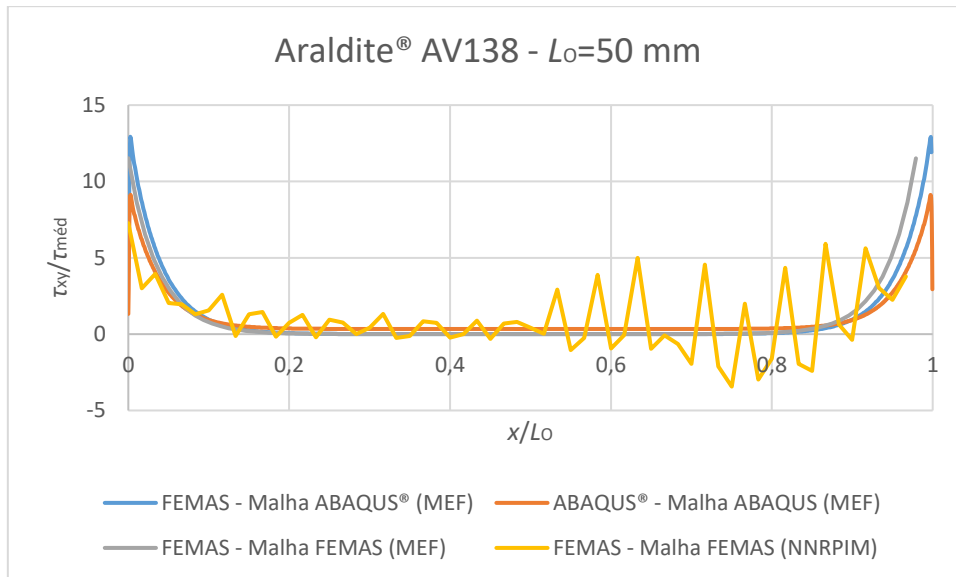


Figura 87 - Comparação das tensões de corte normalizadas para $L_0=50$ mm do adesivo Araldite® AV138.

Na Figura 88 está representada a comparação das tensões de corte normalizadas ($\tau_{xy}/\tau_{méd}$) das diferentes malhas para o $L_0=50$ mm do adesivo SikaForce® 7752.

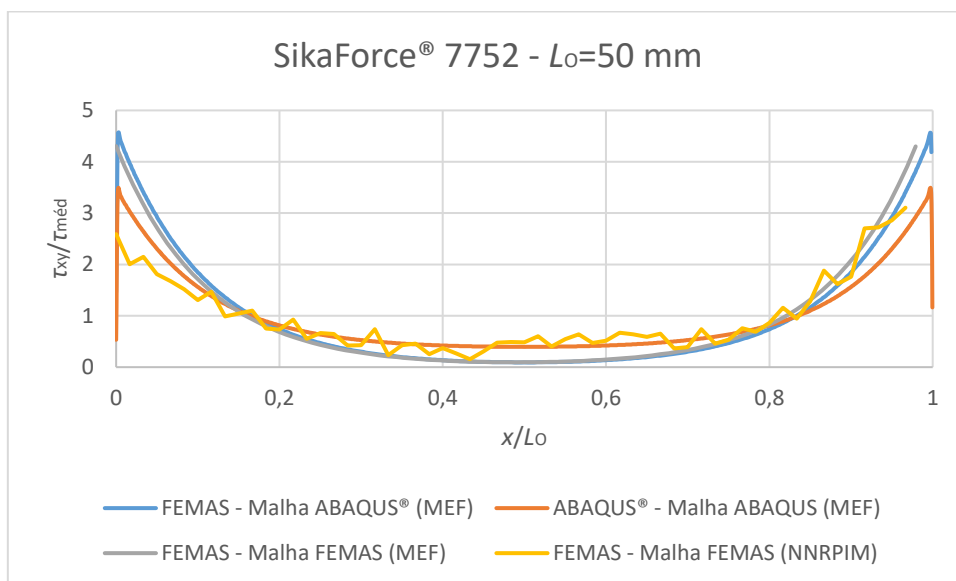


Figura 88 - Comparação das tensões de corte normalizadas para $L_0=50$ mm do adesivo SikaForce® 7752.

Conclui-se que na análise do MEF não ocorre grande variação já que, tanto a malha construída no ABAQUS® como a construída no FEMAS, apresentam resultados muito semelhantes para $L_0=12,5$ mm e $L_0=50$ mm. O método NRRPIM apresenta maus resultados comparativamente ao MEF. Apesar de análise do NRRPIM ter sido realizável com a malha construída no FEMAS, esta não está tão refinada como deveria devido à impossibilidade de ter um computador compatível com a capacidade de processamento

exigida. Ainda assim no adesivo SikaForce® 7752 não ocorre tanta dispersão de valores, pelo que se pode concluir que adesivos mais flexíveis que têm distribuição de tensões mais uniformes e, como tal, o modelo tende a comportar-se de forma mais satisfatória.

Tensão de arrancamento

Na Figura 89 está representada a comparação das tensões de arrancamento normalizadas ($\sigma_y/\tau_{méd}$) das diferentes malhas para $L_0=12,5$ mm do adesivo Araldite® 2015.

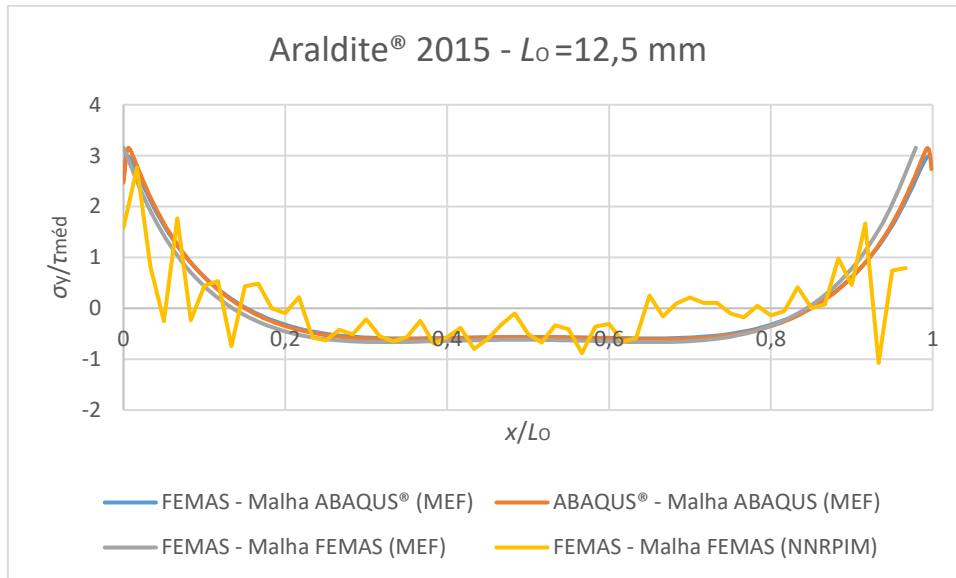


Figura 89 - Comparação das tensões de arrancamento normalizadas para $L_0=12,5$ mm do adesivo Araldite® 2015.

Na Figura 90 está representada a comparação das tensões de arrancamento normalizadas ($\sigma_y/\tau_{méd}$) das diferentes malhas para $L_0=12,5$ mm do adesivo Araldite® AV138.

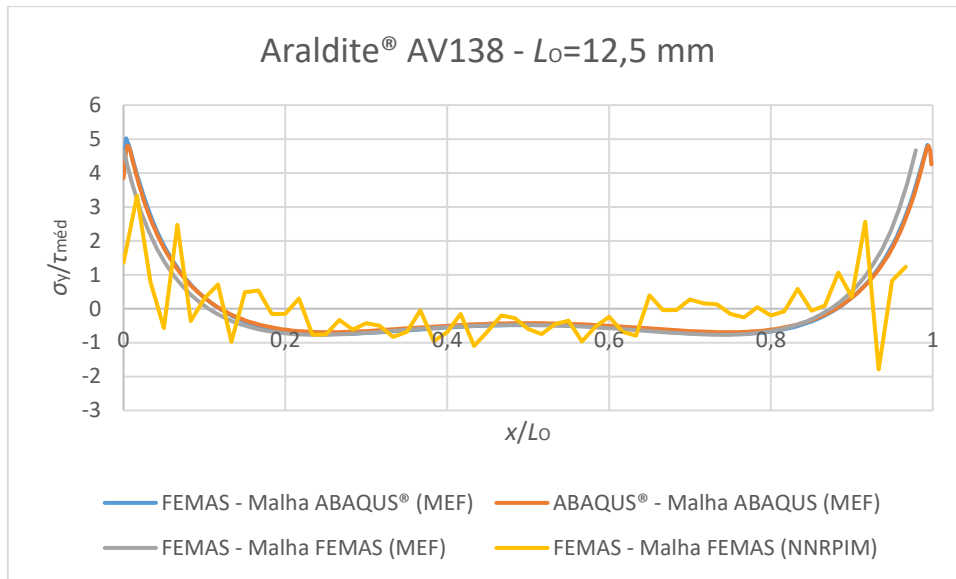


Figura 90 - Comparação das tensões de arrancamento normalizadas para $L_0=12,5$ mm do adesivo Araldite® AV138.

Na Figura 91 está representada a comparação das tensões de arrancamento normalizadas ($\sigma_y/\tau_{méd}$) das diferentes malhas para o $L_0=12,5$ mm do adesivo SikaForce® 7752.

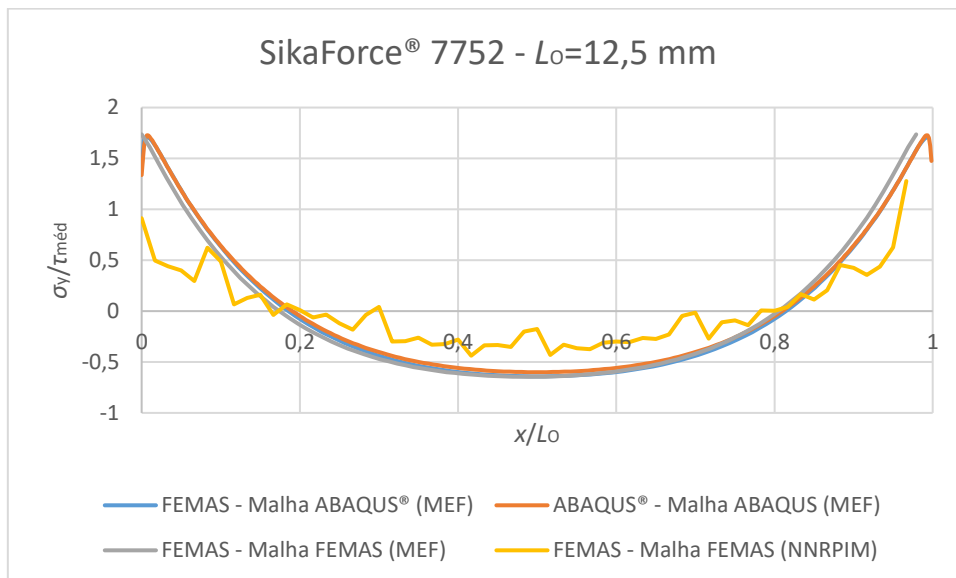


Figura 91 - Comparação das tensões de arrancamento normalizadas para $L_0=12,5$ mm do adesivo SikaForce® 7752.

Na Figura 92 está representada a comparação das tensões de arrancamento normalizadas ($\sigma_y/\tau_{méd}$) das diferentes malhas para o $L_0=50$ mm do adesivo Araldite® 2015.

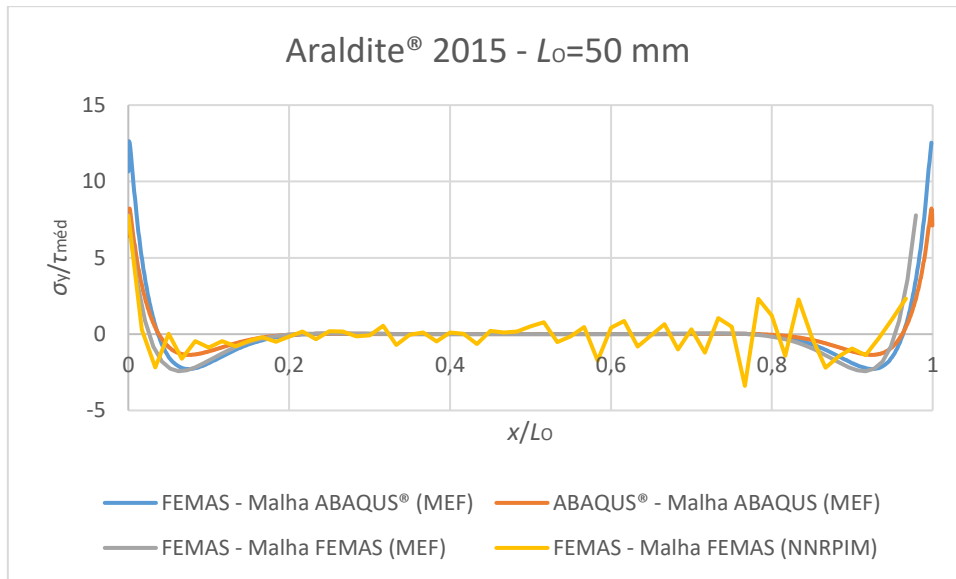


Figura 92 - Comparação das tensões de arrancamento normalizadas para $L_0=50$ mm do adesivo Araldite® 2015.

Na Figura 93 representada a comparação das tensões de arrancamento normalizadas ($\sigma_y/\tau_{méd}$) das diferentes malhas para o $L_0=50$ mm do adesivo Araldite® AV138.

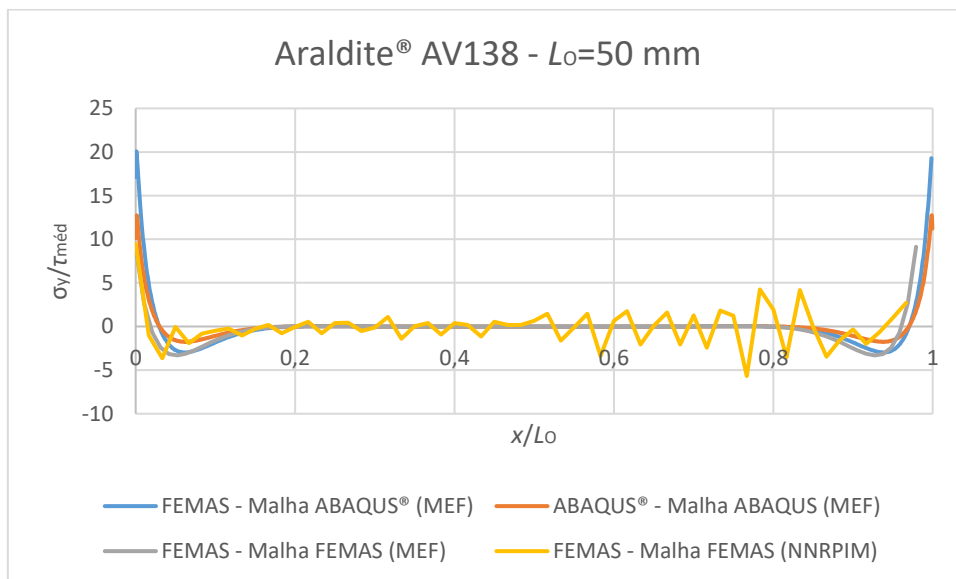


Figura 93 - Comparação das tensões de arrancamento normalizadas para $L_0=50$ mm do adesivo Araldite® AV138.

Na Figura 94 está representada a comparação das tensões de arrancamento normalizadas ($\sigma_y/\tau_{méd}$) das diferentes malhas para o $L_0=50$ mm do adesivo SikaForce® 7752.

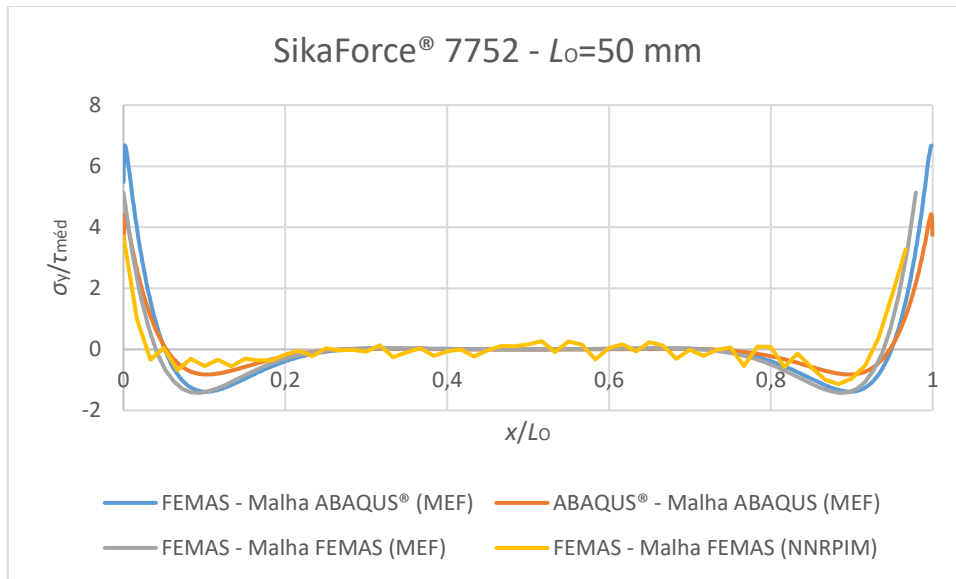


Figura 94 - Comparação das tensões de arrancamento normalizadas para $L_0=50$ mm do adesivo SikaForce® 7752.

À semelhança das tensões de corte, as análises obtidas pelo MEF apresentam tensões de arrancamento muito próximas. E, também para este caso, o adesivo SikaForce® 7752 apresenta melhor distribuição de tensões e, por consequência, melhor resistência ao arrancamento, pelo método NNRIM.

Tensão de corte máxima

Na Tabela 24 estão representados os valores $P_{m\acute{a}x}$ da tensão de corte máxima para os três adesivos, obtidos no FEMAS com a malha do ABAQUS®, pelo MEF.

Tabela 24 - Valores de $P_{m\acute{a}x}$ obtidos no FEMAS com a malha do ABAQUS® pelo critério de tensão de corte máximo e pelo MEF, para os três adesivos.

	L_0 (mm)	Araldite® AV138	Araldite® 2015	SikaForce® 7752
$P_{m\acute{a}x}$ (N)	12,5	1881,82	1107,63	2385,87
	25	2931,60	2645,62	2899,57
	37,5	2932,03	2639,65	2779,47
	50	2937,62	2644,05	2782,80

A Figura 95 apresenta a comparação dos valores $P_{m\acute{a}x}$ obtidos no FEMAS com a malha do ABAQUS® para cada adesivo em estudo, pelo MEF.



Figura 95 - Comparação dos valores $P_{m\acute{a}x}$ obtidos no FEMAS com a malha do ABAQUS[®] com os dados experimentais pelo critério de tensão de corte máxima e pelo MEF, para os três adesivos.

De um modo geral, é possível verificar que os valores experimentais de $P_{m\acute{a}x}$ são mais elevados do que os valores obtidos no FEMAS. Assim, para o adesivo Araldite[®] AV138, é possível observar que a dispersão varia entre 3500 N para $L_0=12,5$ mm e 6500 N para $L_0=50$ mm, aproximadamente. Para o adesivo Araldite[®] 2015 a dispersão entre valores varia desde 4100 N para $L_0=12,5$ mm até 12600 N para $L_0=50$ mm, aproximadamente. Para o adesivo SikaForce[®] 7752, a dispersão calculada está entre 1200 N para $L_0=12,5$ mm e 11600 N para $L_0=50$ mm, aproximadamente.

Relativamente à diferença percentual, no caso do adesivo Araldite[®] AV138 os valores variam entre 65% ($L_0=12,5$ mm) e 69% ($L_0=50$ mm). Para o adesivo Araldite[®] 2015 os valores da diferença percentual estão compreendidos de 79% ($L_0=12,5$ mm) e de 83% ($L_0=50$ mm). O adesivo SikaForce[®] 7752 apresenta uma diferença percentual de 35% ($L_0=12,5$ mm) face aos 81% para o $L_0=50$ mm. Conclui-se que este critério não é fiável para adesivos frágeis nem para adesivos dúcteis.

Na Tabela 25 estão representados os valores $P_{m\acute{a}x}$ da tensão de corte máxima para os três adesivos, obtidos no FEMAS com a malha construída no FEMAS, pelo MEF.

Tabela 25 - Valores de $P_{m\acute{a}x}$ obtidos no FEMAS com a malha construída no FEMAS pelo critério de tensão de corte máximo e pelo MEF, para os três adesivos.

	L_0 (mm)	Araldite® AV138	Araldite® 2015	SikaForce® 7752
$P_{m\acute{a}x}$ (N)	12,5	2940,41	2629,87	2443,27
	25	2756,76	2597,28	1713,84
	37,5	2714,72	2560,24	2778,55
	50	2734,29	2558,20	2780,59

A Figura 96 apresenta a comparação dos valores $P_{m\acute{a}x}$ obtidos no FEMAS com a malha construída no FEMAS pelo MEF, para cada adesivo em estudo.

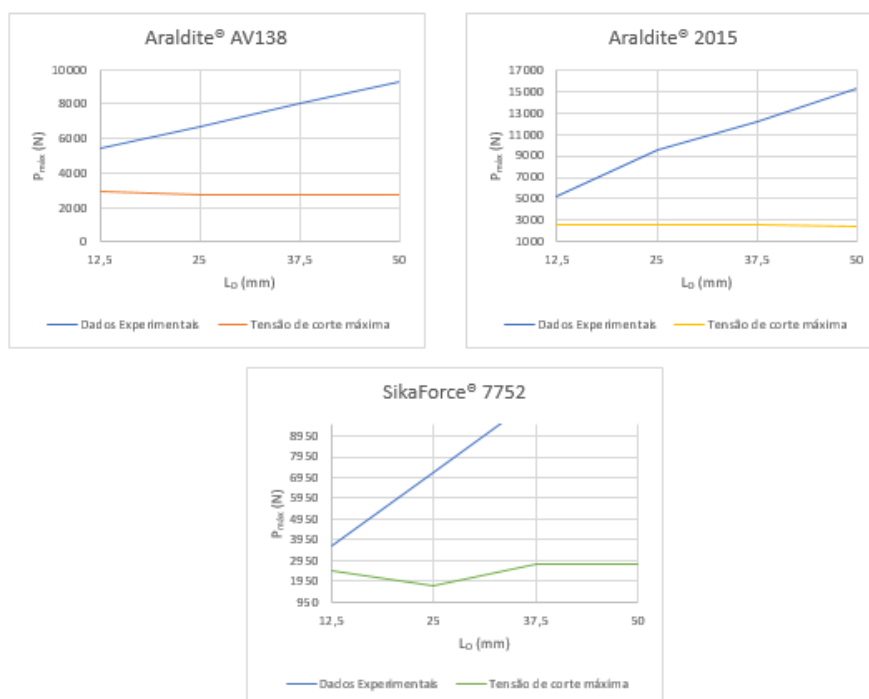


Figura 96 - Comparação dos valores $P_{m\acute{a}x}$ obtidos no FEMAS com a malha construída no FEMAS com os dados experimentais pelo critério de tensão de corte máximo e pelo MEF, para os três adesivos.

Verifica-se que os valores experimentais de $P_{m\acute{a}x}$ são mais elevados do que os valores obtidos no FEMAS, com a malha construída no FEMAS. Assim, para o adesivo Araldite® AV138, regista-se uma dispersão compreendida entre 2500 N para $L_0=12,5$ mm e 6600 N para $L_0=50$ mm, aproximadamente. No caso do adesivo Araldite® 2015 a dispersão varia desde 2600 N para $L_0=12,5$ mm até 12625 N para $L_0=50$ mm, aproximadamente. Para o adesivo SikaForce® 7752, a dispersão calculada está entre 1180 N para $L_0=12,5$ mm e 11600 N para $L_0=50$ mm, aproximadamente.

A amplitude de variância está muito próxima dos valores obtidos com a malha do ABAQUS®, o que se estava à espera pois as condições fronteira são iguais e, apesar de no FEMAS não ser possível construir uma malha igual exatamente igual, é possível esta se aproximar.

A diferença percentual tem valores muito próximos à anterior, com a exceção do adesivo Araldite AV138 com $L_0=12,5$ mm, caso em que se situa em 46%. Como tal para esta malha, este critério também não é fiável para adesivos frágeis e muito menos para adesivos dúcteis.

Na Tabela 26 estão representados os valores $P_{m\acute{a}x}$ da tensão de corte máxima para os três adesivos, obtidos no FEMAS com a malha construída no FEMAS, pelo método NNRPIM.

Tabela 26 - Valores de $P_{m\acute{a}x}$ obtidos no FEMAS com a malha construída no FEMAS pelo critério de tensão de corte máximo e pelo NNRPIM, para os três adesivos.

	L_0 (mm)	Araldite® AV138	Araldite® 2015	SikaForce® 7752
$P_{m\acute{a}x}$ (N)	12,5	1537,56	1236,56	1249,34
	25	1981,24	1792,33	1817,46
	37,5	2205,35	1880,94	1891,82
	50	3748,08	2959,64	2808,33

A Figura 97 apresenta a comparação dos valores $P_{m\acute{a}x}$ obtidos no FEMAS com a malha construída no FEMAS pelo NNRPIM, para cada adesivo em estudo.

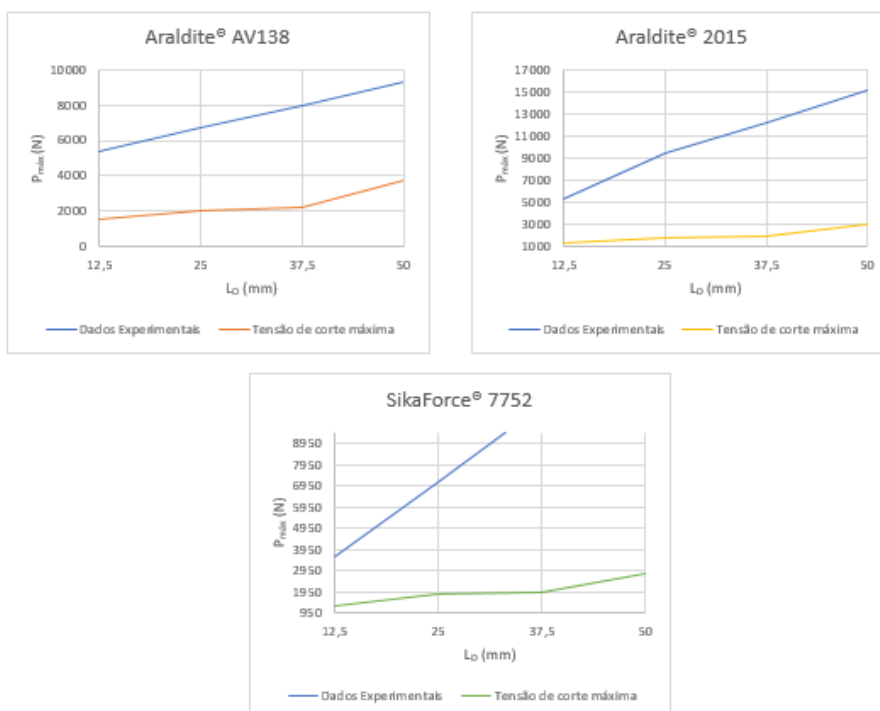


Figura 97 - Comparação dos valores $P_{m\acute{a}x}$ obtidos no FEMAS com a malha construída no FEMAS, com os dados experimentais pelo NNRPIM, para os três adesivos.

A amplitude de variância bem como a diferença percentual é da mesma ordem de grandeza dos anteriores.

Tensão de tração máxima

Na Tabela 27 estão representados os valores $P_{m\acute{a}x}$ da tensão de tração máxima para os três adesivos, obtidos no FEMAS com a malha do ABAQUS®, pelo MEF.

Tabela 27 - Valores de $P_{m\acute{a}x}$ obtidos no FEMAS com a malha do ABAQUS® pelo critério de tensão de tração máxima e pelo MEF, para os três adesivos.

	L_0 (mm)	Araldite® AV138	Araldite® 2015	SikaForce® 7752
$P_{m\acute{a}x}$ (N)	12,5	3831,50	921,66	2091,90
	25	2475,65	2148,46	2152,26
	37,5	2469,86	2142,34	2149,85
	50	2470,05	2149,64	2158,68

A Figura 98 apresenta a comparação dos valores de $P_{m\acute{a}x}$ obtidos no FEMAS com a malha do ABAQUS® para cada adesivo em estudo, pelo MEF.

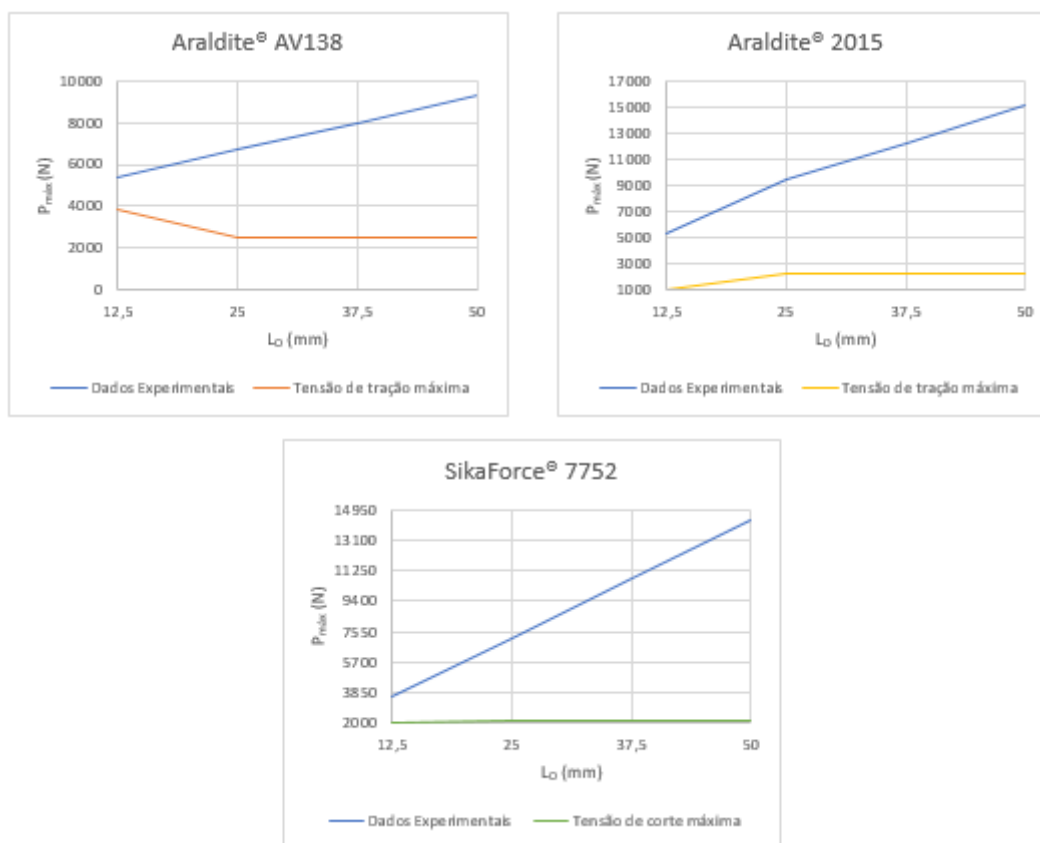


Figura 98 - Comparação dos valores $P_{m\acute{a}x}$ obtidos no FEMAS e com a malha construída no FEMAS, com os dados experimentais pelo critério de tração máxima e pelo MEF, para os três adesivos.

Verifica-se que os valores experimentais de $P_{m\acute{a}x}$ são mais elevados do que os valores obtidos no FEMAS, com a malha construída no FEMAS. Assim, para o adesivo Araldite® AV138, regista-se uma dispersão compreendida entre 1600 N para $L_0=12,5$ mm e 6900 N

N para $L_0=50$ mm, aproximadamente. No caso do adesivo Araldite® 2015 a dispersão varia desde 4300 N para $L_0=12,5$ mm até 13000 N para $L_0=50$ mm, aproximadamente. Para o adesivo SikaForce® 7752, a dispersão calculada está entre 1500 N para $L_0=12,5$ mm e 12225 N para $L_0=50$ mm, aproximadamente.

Relativamente à diferença percentual, no caso do adesivo Araldite® AV138 os valores variam entre 30% ($L_0=12,5$ mm) e 73% ($L_0=50$ mm). Para o adesivo Araldite® 2015 os valores da diferença percentual estão compreendidos entre 82% ($L_0=12,5$ mm) e 86% ($L_0=50$ mm). O adesivo SikaForce® 7752 apresenta uma diferença percentual de 42% ($L_0=12,5$ mm) face aos 85% para o $L_0=50$ mm. Conclui-se que este critério não é fiável para adesivos frágeis nem para adesivos dúcteis.

Na Tabela 28 estão representados os valores $P_{m\acute{a}x}$ da tensão de tração máxima para os três adesivos, obtidos no FEMAS com a malha do FEMAS, pelo MEF.

Tabela 28 - Valores de $P_{m\acute{a}x}$ obtidos no FEMAS com a malha do FEMAS pelo critério de tensão de tração máxima e pelo MEF, para os três adesivos.

	L_0 (mm)	Araldite® AV138	Araldite® 2015	SikaForce® 7752
$P_{m\acute{a}x}$ (N)	12,5	2155,04	1935,50	2004,98
	25	2097,96	1861,56	1936,29
	37,5	2185,46	1873,28	1911,79
	50	2313,54	1921,97	1927,13

A Figura 99 apresenta a comparação dos valores $P_{m\acute{a}x}$ obtidos no FEMAS com a malha do FEMAS para cada adesivo em estudo, pelo MEF. A amplitude de variância apresenta-se igualmente elevada. No caso do adesivo Araldite® AV138 os valores variam entre aproximadamente 3200 N ($L_0=12,5$ mm) e 7000 N ($L_0=50$ mm). Para o Araldite® 2015 a variação ocorre entre valores de aproximadamente 3300 N ($L_0=12,5$ mm) e 13200 N ($L_0=50$ mm). Os valores apresentados para o SikaForce® 7752 variam entre 1600 N ($L_0=12,5$ mm) e 12500 N ($L_0=50$ mm), aproximadamente.

Relativamente à diferença percentual entre valores obtidos por este critério e pelos dados experimentais, verifica-se para o adesivo Araldite® AV138 uma diferença de 61% para $L_0=12,5$ mm e 75% para $L_0=50$ mm. No caso do adesivo Araldite® 2015 a diferença percentual obtida para $L_0=12,5$ mm é de 63% face aos 87% para $L_0=50$ mm. A diferença para o adesivo SikaForce® 7752 e $L_0=12,5$ mm é de 44% e, para $L_0=50$ mm, esta é de 87%.

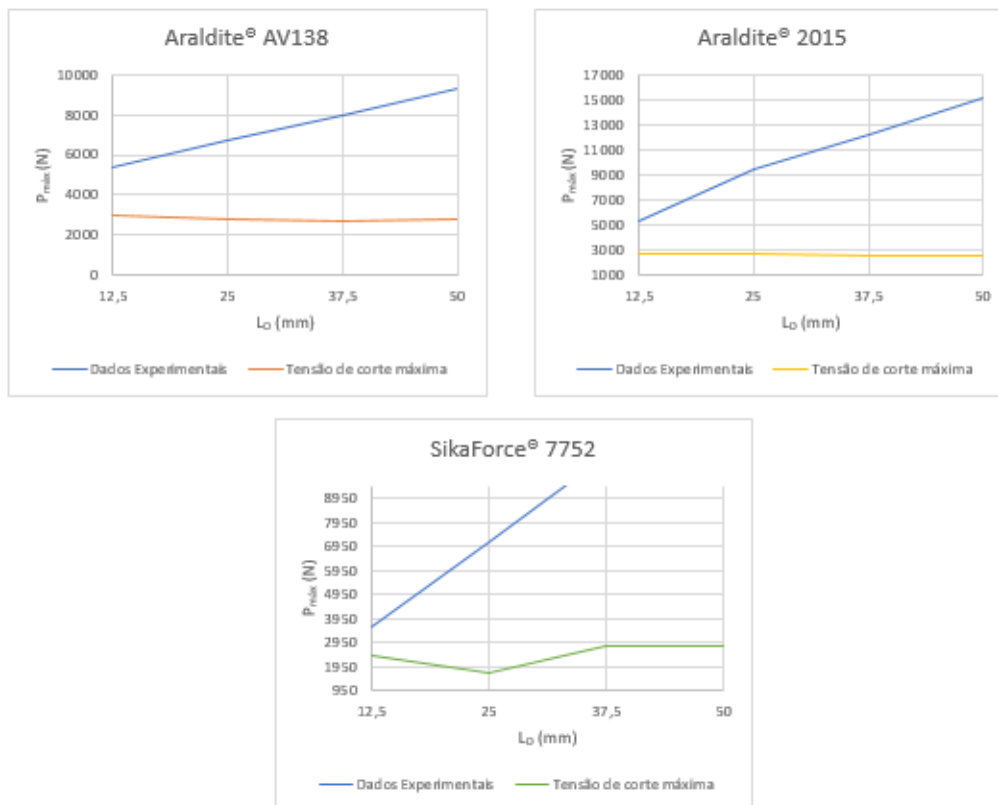


Figura 99 - Comparação dos valores P_{\max} obtidos no FEMAS e com a malha construída no FEMAS, com os dados experimentais pelo critério de tração máxima e pelo MEF, para os três adesivos.

Na Tabela 29 estão representados os valores P_{\max} da tensão de tração máxima para os três adesivos, obtidos no FEMAS com a malha do FEMAS, pelo NNRPIM.

Tabela 29 - Valores de P_{\max} obtidos no FEMAS com a malha do FEMAS pelo critério de tensão de tração máxima e pelo NNRPIM, para os três adesivos

	L_0 (mm)	Araldite® AV138	Araldite® 2015	SikaForce® 7752
P_{\max} (N)	12,5	1234,62	1016,91	1189,96
	25	1554,25	1108,93	992,90
	37,5	1556,16	1209,24	1162,29
	50	1578,99	1375,53	1995,81

A Figura 100 apresenta a comparação dos valores P_{\max} obtidos no FEMAS com a malha do FEMAS para cada adesivo em estudo, pelo NNRPIM.

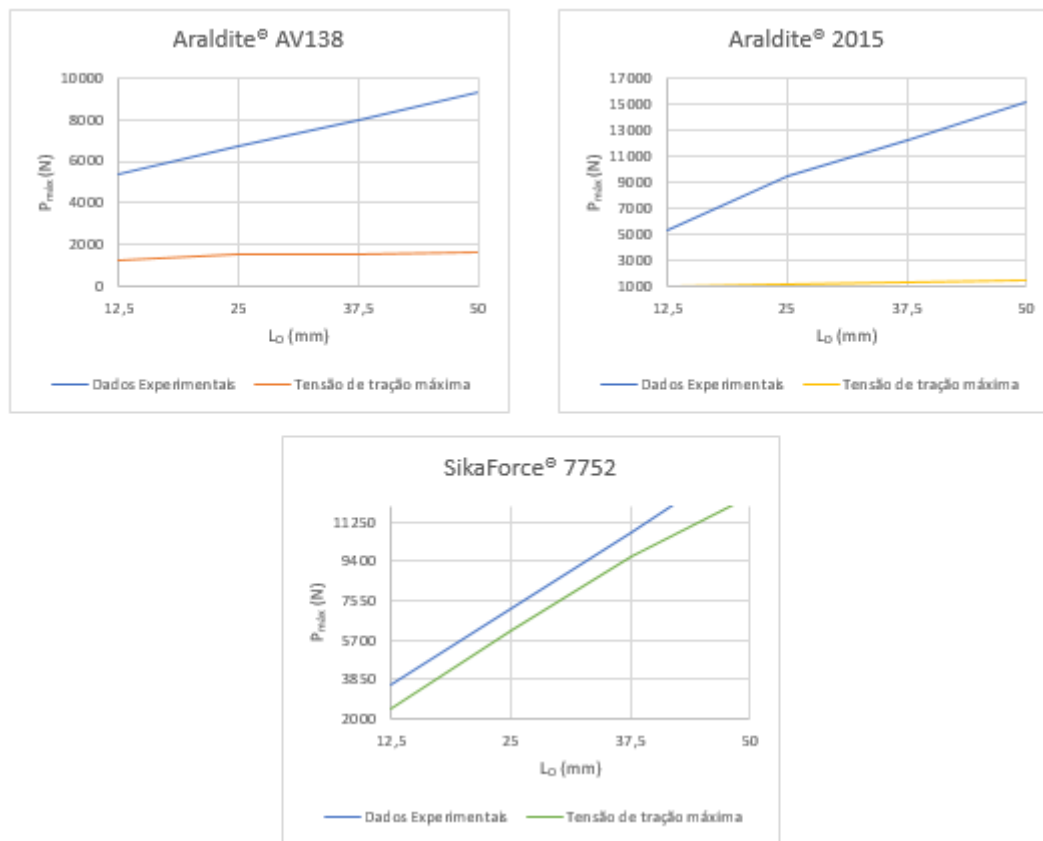


Figura 100 - Comparação dos valores $P_{m\acute{a}x}$ obtidos no FEMAS e com a malha construída no FEMAS, com os dados experimentais pelo critério de tração máxima e pelo NNRPIM, para os três adesivos.

O adesivo Araldite® AV138 apresenta uma amplitude de variância de 4180 N ($L_0=12,5$ mm) e 7763 N ($L_0=50$ mm). A variação do adesivo Araldite® 2015 ocorre entre 4270 N ($L_0=12,5$ mm) e 13800 N ($L_0=50$ mm). Para o adesivo SikaForce® 7752 os valores estão compreendidos entre 2400 N ($L_0=12,5$ mm) e 12300 N ($L_0=50$ mm).

Para o adesivo Araldite® AV138, entre os valores obtidos pelo critério da tensão σ_y máxima e os experimentais, regista-se uma diferença de 77% para $L_0=12,5$ mm e de 83% para $L_0=50$ mm. O adesivo Araldite® 2015 apresenta uma diferença de 80% para $L_0=12,5$ mm e de 90% para $L_0=50$ mm. No caso do adesivo SikaForce® 7752 a diferença é de 67% para $L_0=12,5$ mm e de 87% para $L_0=50$ mm.

Conclui-se que o critério de tensão de corte máxima e o critério de tensão de tração máxima não são adequados para adesivos frágeis nem dúcteis.

CONCLUSÕES

4 CONCLUSÕES

Este trabalho consistiu num estudo de previsão de resistência de juntas adesivas com diferentes tipos de adesivos e diferentes valores de L_0 , envolvendo a verificação e adequação de modelos analíticos e numéricos aplicados a cada tipo de junta adesiva. Para este estudo foram consideradas JSS com substratos de alumínio, quatro valores de L_0 e escolheram-se três adesivos, que variam desde um adesivo com comportamento rígido e frágil (Araldite® AV138), passando por um adesivo com menor resistência, mas ductilidade razoável (Araldite® 2015), até um adesivo de alta resistência e ductilidade (SikaForce® 7752).

Esta dissertação contém uma descrição detalhada do trabalho experimental realizado. Obtiveram-se os resultados experimentais sob a forma de curvas $P-\delta$, através das quais se verificou que o aumento de $P_{m\acute{a}x}$ com L_0 é bastante dependente do tipo de adesivo utilizado. Dos resultados obtidos foi possível concluir que o aumento de $P_{m\acute{a}x}$ para o adesivo Araldite® AV138 é reduzido, comparativamente aos outros dois adesivos, devido à sua fragilidade. Para $L_0=12,5$ mm o adesivo Araldite® AV138 apresentou um valor de $P_{m\acute{a}x}$ ligeiramente superior aos valores do adesivo Araldite® 2015. A explicação reside no facto de que, para valores de L_0 reduzidos, as distribuições de tensões são mais constantes ao longo da camada do adesivo. Assim, o adesivo com maior resistência, apesar de ser um adesivo frágil, apresentou maior resistência do que o adesivo mais dúctil, mas com resistência inferior. É de salientar que, embora tenha uma resistência inferior ao adesivo Araldite® AV138, o adesivo Araldite® 2015 possui ductilidade moderada, tornando-o capaz de suportar cargas superiores para valores de L_0 mais elevados.

Foram efetuadas comparações dos resultados obtidos experimentalmente com os resultados obtidos através das análises numéricas, nomeadamente pelo ABAQUS® e pelo FEMAS. No programa FEMAS analisaram-se as juntas adesivas pelo MEF e pelo NNRPIM. De realçar que não existe nenhum trabalho que aplique o método NNRPIM a juntas adesivas, que o autor desta dissertação tenha conhecimento.

Os resultados obtidos pelo método NNRPIM não foram os esperados comparativamente ao MEF. O NNRPIM necessita que os nós sejam muito próximos um dos outros, pelo que a malha teria de ser muito refinada e era necessário ter um computador que fosse compatível com a capacidade de processamento exigida. Devido a esta impossibilidade, os valores do NNRPIM foram muito dispersos, pelo que os resultados não são fiáveis como os resultados obtidos pelo MEF.

Como sugestões de trabalhos futuros apresentam-se as seguintes:

- Averiguar o efeito do refinamento da malha na obtenção dos resultados obtidos;
- Estudar a adequabilidade dos métodos NNRPIM e RPIM para previsão de resistência de diferentes tipos de juntas;
- Implementar modelos de propagação de dano na formulação dos métodos sem malha.

**BIBLIOGRAFIA E OUTRAS FONTES
DE INFORMAÇÃO**

5 BIBLIOGRAFIA E OUTRAS FONTES DE INFORMAÇÃO

1. da Silva, L.F.M., A.G. de Magalhães, and M.F.S.F. de Moura, *Juntas Adesivas Estruturais*. 2007, Porto: Publindustria.
2. Adams, R.D., *Adhesive bonding: science, technology and applications*. 2005: Elsevier.
3. Magalhães, D.M., “*Adhesive joint development for aerospace applications*,” *Tese de Mestrado, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto*. 2010.
4. A. Louro, I.V., D. Santos, L. Máimo, J. Amorim e R. Carvalho, *Adesivos estruturais na construção de aviões, Porto: Projecto FEUP*. 2010/2011.
5. Sousa, C., C., R. G., *Comparação de técnicas analíticas e numéricas para previsão de resistência de juntas adesivas de sobreposição simples*. 2015, Dissertação submetida para a obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica. Instituto Superior de Engenharia do Porto. Departamento de Engenharia Mecânica.
6. Pate, K.D., *Applications of adhesives in aerospace*, in *Adhesion Science and Engineering*. 2002, Elsevier Amsterdam. p. 1128-1192.
7. Sabreen, S.R., *Plastics Decorating Magazine - Bond Failure Modes*. Topeka, Kansas, Estados Unidos da América.
8. Volkersen, O., *Die Nietkraftverteilung in zugbeanspruchten Nietverbindungen mit konstanten Laschenquerschnitten*. Luftfahrtforschung, 1938. **15**(1/2): p. 41-47.
9. Adams, R. and N. Peppiatt, *Stress analysis of adhesive-bonded lap joints*. Journal of strain analysis, 1974. **9**(3): p. 185-196.
10. Harris, J. and R. 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.
11. Goland, M. and E. Reissner, *The stresses in cemented joints*. Journal of applied mechanics, 1944. **11**(1): p. A17-A27.
12. Panigrahi, S. 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.
13. Hart-Smith, L. and A.-B.D.-L. Joints, *NASA contract report*. NASA CR-112236, 1973.
14. Penado, F.E., *A simplified method for the geometrically nonlinear analysis of the single lap joint*. Journal of Thermoplastic Composite Materials, 1998. **11**(3): p. 272-287.
15. Williams, M., *The stresses around a fault or crack in dissimilar media*. Bulletin of the seismological society of America, 1959. **49**(2): p. 199-204.
16. Fernlund, G. and J. Spelt, *Failure load prediction of structural adhesive joints: Part 2: Experimental study*. International journal of adhesion and adhesives, 1991. **11**(4): p. 221-227.

17. 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.
18. Feraren, P. and H.M. Jensen, *Cohesive zone modelling of interface fracture near flaws in adhesive joints.* Engineering Fracture Mechanics, 2004. **71**(15): p. 2125-2142.
19. 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): p. 2445-2458.
20. Yang, Q. and M.D. Thouless, *Mixed-mode fracture analyses of plastically-deforming adhesive joints.* International Journal of Fracture, 2001. **110**(2): p. 175-187.
21. 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.
22. Daudeville, L. and P. Ladeveze, *A damage mechanics tool for laminate delamination.* Composite Structures, 1993. **25**(1-4): p. 547-555.
23. Voyiadjis, G.Z. and P.I. Kattan, *Damage mechanics.* 2005, Taylor & Francis.
24. 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.
25. Mohammadi, S., *Extended finite element method: for fracture analysis of structures.* 2008: John Wiley & Sons.
26. 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.
27. Dolbow, J. 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.
28. Huebner, K.H., *The Finite Element Method for Engineers.* 2001: John Wiley & Sons.
29. Turner, M.J., et al., *Stiffness and Deflection Analysis of Complex Structures.* 1956.
30. Reddy, J., *An Introduction to the Finite Element Method.* 2005: McGraw-Hill Education.
31. Belytschko, T., et al., *Meshless methods: An overview and recent developments.* Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 1996. **139**(1): p. 3-47.
32. Nguyen, V.P., et al., *Meshless methods: A review and computer implementation aspects.* Mathematics and Computers in Simulation, 2008. **79**(3): p. 763-813.
33. Gingold, R.A. and J.J. Monaghan, *Smoothed particle hydrodynamics: theory and application to non-spherical stars.* Monthly Notices of the Royal Astronomical Society, 1977. **181**(3): p. 375-389.
34. Libersky, L.D. and A.G. Petschek, *Smooth particle hydrodynamics with strength of materials*, in *Advances in the Free-Lagrange Method Including Contributions on Adaptive Gridding and the Smooth Particle Hydrodynamics Method: Proceedings of the Next Free-Lagrange Conference Held at Jackson Lake Lodge, Moran, WY, USA 3-7 June 1990*, H.E. Trease, M.F. Fritts, and W.P. Crowley, Editors. 1991, Springer Berlin Heidelberg: Berlin, Heidelberg. p. 248-257.

35. Belytschko, T., Y.Y. Lu, and L. Gu, *Element-free Galerkin methods*. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 1994. **37**(2): p. 229-256.
36. Lancaster, P. and K. Salkauskas, *Surfaces generated by moving least squares methods*. Mathematics of computation, 1981. **37**(155): p. 141-158.
37. Nayroles, B., G. Touzot, and P. Villon, *Generalizing the finite element method: diffuse approximation and diffuse elements*. Computational mechanics, 1992. **10**(5): p. 307-318.
38. Liu, W.K., et al., *Reproducing kernel particle methods for structural dynamics*. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 1995. **38**(10): p. 1655-1679.
39. Atluri, S.N. and T. Zhu, *A new meshless local Petrov-Galerkin (MLPG) approach in computational mechanics*. Computational mechanics, 1998. **22**(2): p. 117-127.
40. Liu, G.-R. and Y. Gu, *A point interpolation method for two-dimensional solids*. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 2001. **50**(4): p. 937-951.
41. Wang, J., G. Liu, and Y. Wu, *A point interpolation method for simulating dissipation process of consolidation*. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 2001. **190**(45): p. 5907-5922.
42. Wang, J. and G. Liu, *A point interpolation meshless method based on radial basis functions*. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 2002. **54**(11): p. 1623-1648.
43. Wang, J. and G. Liu, *On the optimal shape parameters of radial basis functions used for 2-D meshless methods*. Computer methods in applied mechanics and engineering, 2002. **191**(23): p. 2611-2630.
44. Belinha, J.A.O.P., *The natural neighbour radial point interpolation method: solid mechanics and mechanobiology applications*. 2012.
45. Greenwood, L., T. Boag, and A. McLaren, *Stress distribution in lap joints*. Adhesion: fundamentals and practice. London: McLaren and Sons Ltd, 1969: p. 273-9.
46. Rodríguez, R.Q., et al., *Failure criteria for adhesively bonded joints*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2012. **37**: p. 26-36.
47. Da Silva, L.F. and R.D. Campilho, *Advances in numerical modelling of adhesive joints*, in *Advances in Numerical Modeling of Adhesive Joints*. 2012, Springer. p. 1-93.
48. Adams, R. and V. Mallick, *A method for the stress analysis of lap joints*. The Journal of Adhesion, 1992. **38**(3-4): p. 199-217.
49. Lee, S.J. and D.G. Lee, *Development of a failure model for the adhesively bonded tubular single lap joint*. The Journal of Adhesion, 1992. **40**(1): p. 1-14.
50. Crocombe, A. and R. Adams, *An elasto-plastic investigation of the peel test*. The Journal of Adhesion, 1982. **13**(3-4): p. 241-267.
51. da Silva, L.F., et al., *Analytical models of adhesively bonded joints—Part II: Comparative study*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2009. **29**(3): p. 331-341.
52. Volkersen, O., *Die nietkraftverteilung in zugbeanspruchten nietverbindungen mit konstanten laschenquer-schnitten*. Luftfahrtforsch, 1938. **15**: p. 41-47.

53. Goland, M. and E. Reissner, *The Stresses in Cemented Joints*. Journal of Applied Mechanics, 1944: p. A17-A27.
54. Hart-Smith, L.J., *Adhesive-bonded double-lap joints*. 1973, NASA Contract Report, NASA CR-112235.
55. Bigwood, D.A. and A.D. Crocombe, *Elastic analysis and engineering design formulae for bonded joints*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 1989. **9**(4): p. 229-242.
56. Frostig, Y., O. Thomsen, and F. Mortensen, *Analysis of Adhesive-Bonded Joints, Square-End, and Spew-Fillet—High-Order Theory Approach*. Journal of Engineering Mechanics, 1999. **125**(11): p. 1298-1307.
57. Wang, R.X., et al., *Strength of adhesive joints with adherend yielding: I. Analytical model*. The Journal of Adhesion, 2003. **79**(1): p. 23-48.
58. Adams, R.D. and V. Mallick, *A Method for the Stress Analysis of Lap Joints*. The Journal of Adhesion, 1992. **38**(3-4): p. 199-217.
59. Adams, R.D., J. Comyn, and W.C. Wake, *Structural Adhesive Joints in Engineering*. 1997, Heidelberg: Springer.
60. Chen, J.-S., et al., *A stabilized conforming nodal integration for Galerkin mesh-free methods*. International journal for numerical methods in engineering, 2001. **50**(2): p. 435-466.
61. Sze, K., et al., *Stabilized conforming nodal integration: exactness and variational justification*. Finite Elements in Analysis and Design, 2004. **41**(2): p. 147-171.
62. Noronha, J.P.M.C., *The Numerical Analysis of Airplane Windshields due to Bird Strike: A Static Study*. 2016, Thesis submitted to Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto as a requirement to obtain the MSc Degree in Mechanical Engineering.
63. Dinis, L., R.N. Jorge, and J. Belinha, *Analysis of 3D solids using the natural neighbour radial point interpolation method*. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 2007. **196**(13): p. 2009-2028.
64. Dinis, L., R.N. Jorge, and J. Belinha, *Analysis of plates and laminates using the natural neighbour radial point interpolation method*. Engineering Analysis with Boundary Elements, 2008. **32**(3): p. 267-279.
65. Dinis, L., R.N. Jorge, and J. Belinha, *An unconstrained third-order plate theory applied to functionally graded plates using a meshless method*. Mechanics of Advanced Materials and Structures, 2010. **17**(2): p. 108-133.
66. Dinis, L., R.N. Jorge, and J. Belinha, *A 3D shell-like approach using a natural neighbour meshless method: Isotropic and orthotropic thin structures*. Composite Structures, 2010. **92**(5): p. 1132-1142.
67. Dinis, L., R. Natal Jorge, and J. Belinha, *Composite laminated plates: A 3D natural neighbor radial point interpolation method approach*. Journal of Sandwich Structures & Materials, 2010. **12**(2): p. 119-138.
68. Dinis, L., R.N. Jorge, and J. Belinha, *Static and dynamic analysis of laminated plates based on an unconstrained third order theory and using a radial point interpolator meshless method*. Computers & Structures, 2011. **89**(19): p. 1771-1784.
69. Dinis, L., R.N. Jorge, and J. Belinha, *A natural neighbour meshless method with a 3D shell-like approach in the dynamic analysis of thin 3D structures*. Thin-Walled Structures, 2011. **49**(1): p. 185-196.

70. Dinis, L., R.N. Jorge, and J. Belinha, *The dynamic analysis of thin structures using a radial interpolator meshless method*, in *Vibration and Structural Acoustics Analysis*. 2011, Springer. p. 1-20.
71. Dinis, L., R. Natal Jorge, and J. Belinha, *The natural neighbour radial point interpolation method: dynamic applications*. *Engineering Computations*, 2009. **26**(8): p. 911-949.
72. de Dinis, L.M.J.S., R.M.N. Jorge, and J. Belinha, *The radial natural neighbours interpolators extended to elastoplasticity*, in *Progress on Meshless Methods*. 2009, Springer. p. 175-198.
73. Belinha, J., L. Dinis, and R.N. Jorge, *Analysis of thick plates by the natural radial element method*. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2013. **76**: p. 33-48.
74. Dinis, L., R. Natal Jorge, and J. Belinha, *Large deformation applications with the radial natural neighbours interpolators*. *Computer Modeling in Engineering and Sciences (CMES)*, 2009. **44**(1): p. 1.
75. Belinha, J., *Meshless Methods in Biomechanics*. 2014: Springer.
76. Belinha, J., L. Dinis, and R.N. Jorge, *The Mandible Remodeling Induced By Dental Implants: a Meshless Approach*. *Journal of Mechanics in Medicine and Biology*, 2015. **15**(04): p. 1550059.
77. Belinha, J., L. Dinis, and R.N. Jorge, *The meshless methods in the bone tissue remodelling analysis*. *Procedia Engineering*, 2015. **110**: p. 51-58.
78. Belinha, J., L.M.d.J.S. Dinis, and R.N. Jorge, *The analysis of the bone remodelling around femoral stems: A meshless approach*. *Mathematics and Computers in Simulation*, 2016. **121**: p. 64-94.
79. Belinha, J., R.M.N. Jorge, and L.M. Dinis, *A meshless microscale bone tissue trabecular remodelling analysis considering a new anisotropic bone tissue material law*. *Computer methods in biomechanics and biomedical engineering*, 2013. **16**(11): p. 1170-1184.
80. Belinha, J., R.N. Jorge, and L. Dinis, *Bone tissue remodelling analysis considering a radial point interpolator meshless method*. *Engineering Analysis with Boundary Elements*, 2012. **36**(11): p. 1660-1670.
81. Duarte, H., et al., *Numerical analysis of dental implants using a new advanced discretization technique*. *Mechanics of Advanced Materials and Structures*, 2016. **23**(4): p. 467-479.
82. Tavares, C., et al., *The elasto-plastic response of the bone tissue due to the insertion of dental implants*. *Procedia Engineering*, 2015. **110**: p. 37-44.
83. Farahani, B.V., et al., *The axisymmetric analysis of circular plates using the radial point interpolation method*. *International Journal for Computational Methods in Engineering Science and Mechanics*, 2015. **16**(6): p. 336-353.
84. Azevedo, J., et al., *Crack path prediction using the natural neighbour radial point interpolation method*. *Engineering Analysis with Boundary Elements*, 2015. **59**: p. 144-158.
85. Sibson, R. *A vector identity for the Dirichlet tessellation*. in *Mathematical Proceedings of the Cambridge Philosophical Society*. 1980. Cambridge University Press.

86. Hardy, R.L., *Theory and applications of the multiquadric-biharmonic method 20 years of discovery 1968–1988*. Computers & Mathematics with Applications, 1990. **19**(8-9): p. 163-208.
87. Golberg, M., C. Chen, and H. Bowman, *Some recent results and proposals for the use of radial basis functions in the BEM*. Engineering Analysis with Boundary Elements, 1999. **23**(4): p. 285-296.
88. 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.
89. Campilho, R.D., et al., *Modelling adhesive joints with cohesive zone models: effect of the cohesive law shape of the adhesive layer*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2013. **44**: p. 48-56.
90. 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.
91. 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.
92. Neto, J.A.B.P., *Estudo paramétrico de juntas Adesivas em Material Compósito*.
93. Faneco, T.M.d.S., *Caraterização das propriedades mecânicas de um adesivo estrutural de alta ductilidade*. 2014.
94. Fernandes, T.A., et al., *Adhesive selection for single lap bonded joints: experimentation and advanced techniques for strength prediction*. The Journal of Adhesion, 2015. **91**(10-11): p. 841-862.
95. Volkersen, O., *Rivet strength distribution in tensile-stressed rivet joints with constant cross-section*. Luftfahrtforschung, 1938. **15**(1): p. 41-47.
96. A. Ferreira, L.L., P. Gustavo e V. Branco, *"Efeito do comprimento de sobreposição na resistência de juntas adesivas de simples sobreposição"*. U.C. Processos de Fabrico II, FEUP, 2013.
97. Reissner, E. and M. Goland, *The stress in cemented joints*. J. Appl. Mech, 1944. **66**: p. A17-A27.
98. Hart-Smith, L.J., *"Adhesive-Bonded Single-Lap Joints"*. NASA CR-112236, January, 1973.
99. Crocombe, A., *Global yielding as a failure criterion for bonded joints*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 1989. **9**(3): p. 145-153.
100. Sousa, C.d., et al., *Overview of different strength prediction techniques for single-lap bonded joints*. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials: Design and Applications, 2017. **231**(1-2): p. 210-223.
101. Radice, J. and J. Vinson, *On the use of quasi-dynamic modeling for composite material structures: analysis of adhesively bonded joints with midplane asymmetry and transverse shear deformation*. Composites science and technology, 2006. **66**(14): p. 2528-2547.
102. Taib, A.A., et al., *Bonded joints with composite adherends. Part II. Finite element analysis of joggle lap joints*. International journal of adhesion and adhesives, 2006. **26**(4): p. 237-248.

103. 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.
104. RDSG, C., *Modelação da execução de reparações em materiais compósitos*. Tese Mestrado. Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Porto, 2005.
105. RDSG, C., *Repair of composite and wood structures*. Tese Doutorado. Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Porto, 2009.
106. Luo, Q. and L. Tong, *Fully-coupled nonlinear analysis of single lap adhesive joints*. International Journal of Solids and Structures, 2007. **44**(7): p. 2349-2370.
107. Grant, L., R. Adams, and L.F. da Silva, *Experimental and numerical analysis of single-lap joints for the automotive industry*. International journal of adhesion and adhesives, 2009. **29**(4): p. 405-413.
108. 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.
109. 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.
110. 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.
111. 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.
112. 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.
113. 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.
114. Liljedahl, C., et al., *Damage modelling of adhesively bonded joints*. International journal of fracture, 2006. **141**(1-2): p. 147-161.
115. 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.
116. Campilho, R.D.S.G., M. De Moura, and J. Domingues, *Numerical prediction on the tensile residual strength of repaired CFRP under different geometric changes*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2009. **29**(2): p. 195-205.
117. 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.
118. Marques, E. and L.F. da Silva, *Joint strength optimization of adhesively bonded patches*. The Journal of Adhesion, 2008. **84**(11): p. 915-934.
119. Campilho, R.D.S.G., et al., *Tensile behaviour of three-dimensional carbon-epoxy adhesively bonded single-and double-strap repairs*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2009. **29**(6): p. 678-686.

-
120. Belinha, J., *FEMAS - Finite Element and Meshless Method Analysis Software*. 2017, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto: Porto.