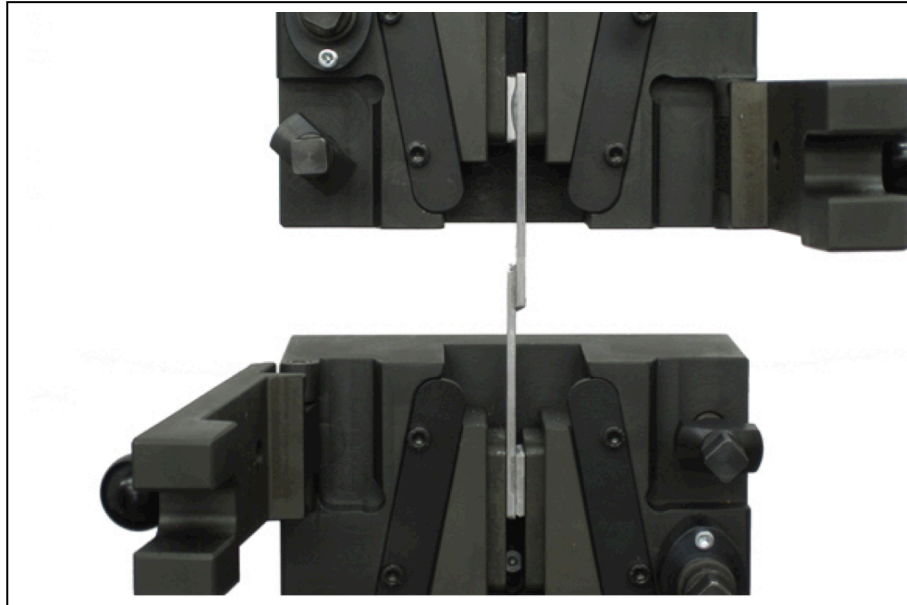




**ISEL**

**INSTITUTO SUPERIOR DE ENGENHARIA DE LISBOA**  
**Área Departamental de Engenharia Mecânica**



## **Análise Computacional de Juntas Adesivas Simples e Duplas em Materiais Compósitos**

**SEBASTIÃO ANDRÉ DA CRUZ ALMEIDA**  
(Licenciado em Engenharia Mecânica)

Trabalho Final de Mestrado para obtenção do grau de Mestre  
em Engenharia Mecânica

Orientador (es):

Doutora Maria Amélia Ramos Loja  
Mestre Afonso Manuel da Costa de Sousa Leite

Júri:

Presidente: Prof. Doutor João Carlos Quaresma Dias

Vogais:

Doutora Virgínia Isabel Monteiro Nabais Infante  
Doutor Victor Manuel dos Reis Franco Correia  
Prof. Doutora Maria Amélia Ramos Loja  
Mestre Afonso Manuel da Costa Sousa Leite

**Setembro de 2012**



ISEL

**Análise Computacional de Juntas Adesivas Simples e  
Duplas em Materiais Compósitos**

**2012**

**Sebastião André C. Almeida**

## **Resumo**

Na presente dissertação tem-se como objectivo estudar dois dos métodos mais comuns de união adesiva de materiais compósitos laminados. Os métodos referidos são a junta sobreposta simples e a junta sobreposta dupla. A dissertação foi realizada usando o método de elementos finitos recorrendo ao software ABAQUS. Esta encontra-se dividida numa análise de tensões e numa análise dos modos de falha e da resistência das juntas. No que diz respeito à análise de tensões, são estudadas as distribuições de tensões e deformações para os dois tipos de juntas referidas, ao longo da linha média do adesivo. Esta análise de tensões tem em consideração a influência de vários parâmetros, como a espessura do adesivo, a espessura do aderente, o filete no aderente, o comprimento de sobreposição e a sequência de empilhamento, na distribuição de tensões na camada de adesivo. São também comparados as análises na qual se define o comportamento do adesivo como sendo elástico e noutra como sendo elasto-plástico.

Relativamente à análise dos modos de falha e resistência da junta, além do modelo numérico que inclui elementos de interface, em conjunto com o ABAQUS, no sentido de prever a tensão de rotura e de simular o início e a propagação do dano que leva à rotura, é também efectuado uma análise analítica usando o critério de cedência para prever a força de rotura da junta.

A validação de ambos os estudos foi efectuada comparando os resultados com artigos científicos ou relatórios já publicados.

**Palavras-Chave: Juntas Coladas, Materiais Compósitos, Adesivos, Método Elementos Finitos, Modos de Falha**

## **Abstract**

The objective of the present thesis is to study two of the most common methods of bonded joints using composite laminates, i.e. single lap joints and double lap joints. This thesis was performed with the use of finite element software ABAQUS. This thesis is divided into stress analysis and failure modes and joint strength analysis. Regarding the stress analysis, was studied the distributions of stress and strain for both these joint types along the adhesive midline. The stress analysis takes into account the influence of several parameters such as adhesive's thickness, adherend's thickness, adherend's fillet, lap length and stacking sequence. It is also compared the adhesive's elastic behavior with the elasto-plastic behavior.

For the failure modes and joint strength analysis, besides the the numerical models that includes interface elements together with ABAQUS to provide the ultimate strength and simulating the initiation and propagation of damage that leads to failure, it's also performed an analytical analysis using global yield criterion to predict the joint ultimate strength. In this analysis are used a brittle and ductile adhesive.

The validation of both studies was made by comparing the results with scientific papers or reports that have been already published.

**Keywords: Bonded Joints, Composite Materials, Adhesives, Finite Element Method, Failure Modes**

## **Agradecimentos**

Expresso os meus sinceros agradecimentos à minha orientadora e co-orientador da dissertação:

- Doutora Maria Amélia Ramos Loja (Orientador)
- Mestre Afonso Manuel da Costa de Sousa Leite (Co-Orientador)

Gostaria de agradecer também à minha família pelo apoio desde cedo e a toda a paciência ao longo da realização desta dissertação, assim como à minha namorada Sónia, pelo apoio e compreensão assim como encorajamento nos momentos mais difíceis durante esta fase.

Não esquecendo também, os doutores e colegas que me ajudaram durante a realização deste trabalho, e se disponibilizaram sempre a ajudar:

- Dr. Paulo Venâncio
- Dr. Marcelo Moura
- Dr. Raul Campilho
- Dr. Bill Broughton
- Dr. Hoyt
- Dr. Ward

Por fim, gostaria de agradecer a todos os meus amigos e colegas que me ajudaram durante estes anos.

## Índice:

Resumo .....	i
Abstract .....	ii
Agradecimentos .....	iii
Lista de Figuras .....	vi
Lista de Tabelas .....	xii
1. Introdução .....	1
1.1. Objectivos e enquadramento .....	1
1.2. Estrutura do trabalho .....	1
2. Materiais Compósitos .....	3
2.1. Compósitos vs Metais .....	3
2.2. Introdução aos materiais compósitos .....	4
2.3. Laminados .....	6
2.4. Análise de tensões num compósito laminado .....	10
2.4.1. Análise mecânica de uma lâmina .....	10
2.4.2. Relações constitutivas no Estado Plano de Tensões .....	14
2.4.3. Teoria de Primeira Ordem de Mindlin ( <i>FSDT – First Order Shear Deformation Theory</i> ) .....	19
2.5. Vantagens e desvantagens dos compósitos .....	22
2.6. Aplicações .....	23
3. Pesquisa Bibliográfica .....	27
3.1. Análise Analítica, Numérica e Experimental .....	27
3.2. Adesivos .....	44
3.3. Requisitos para uma boa colagem .....	46
3.4. Juntas Coladas .....	48
4. Análise de Tensões .....	56
4.1. Modelo Analítico .....	56
4.1.1. Junta Simples .....	56
Análise Elástica .....	56
Análise Elasto-Plástica .....	60
4.2 Modelo Numérico .....	64
4.2.1. Modelo numérico usado como referência .....	64
Junta Simples .....	64
Junta Dupla .....	69
5. Análise da Resistência das Juntas .....	73
5.1. Modelo coesivo .....	73
5.2. Modelo de Dano .....	74
5.2.1. Modelo Numérico .....	74
5.2.2. Modelos Analíticos .....	76
Cedência Generalizada .....	76
6. Resultados .....	77
6.1 Análise de Tensões .....	77
6.1.1. Análise Linear Elástica .....	77

6.1.2. Análise Elasto-Plástica.....	89
6.2. Análise da Resistência da Junta e dos Modos de Falha.....	191
6.2.1. Junta Simples .....	191
6.2.2. Junta Dupla .....	197
7. Conclusões.....	201
8. Desenvolvimentos Futuros .....	203

## Lista de Figuras

Figura 1 – Propriedades à fadiga de materiais usados na indústria aeroespacial [2].....	3
Figura 2 – Matriz e Reforço [3].....	5
Figura 3 – Influência do ângulo da lâmina na resistência e módulo [1].....	5
Figura 4 – Tipos de fibras de reforço mais comuns [4].....	6
Figura 5 – Sequência de empilhamento [5].....	7
Figura 6 – Laminado Cross-Ply [5].....	7
Figura 7 – Laminado Angle-Ply [5].....	8
Figura 8 – Laminado Simétrico [5].....	8
Figura 9 – Laminado anti-simétrico.....	8
Figura 10 – Laminado Assimétrico.....	9
Figura 11 – Laminado Simétrico, não balanceado.....	9
Figura 12 – Questões básicas da micromecânica [5].....	10
Figura 13 – Uma lâmina unidireccional de compósito, com o sistema de coordenadas ( $x_1, x_2, x_3$ ) (com a orientação do do eixo $x_1$ ao longo da direcção da fibra) (7).....	11
Figura 14 – Ensaio da caracterização mecânica de um laminado [6].....	11
Figura 15 – Questões básicas da Macromecânica [5].....	12
Figura 16 – Lâmina no estado plano de tensões [6].....	14
Figura 17 – Transformação de coordenadas [6].....	17
Figura 18 – Configurações indeformadas e deformadas da placa, segundo teoria de primeira ordem [6].	20
Figura 19 – Comparação da eficiência estrutural relativa [2].....	23
Figura 20 – Materiais Compósitos usados no Boeing 787 [7].....	24
Figura 21 – Carro de fórmula 1, feito de materiais compósitos [9].....	24
Figura 22 – Esqui feito de material compósito [10].....	25
Figura 23 - Modelo de Volkersen [19].....	27
Figura 24 – Excentricidade do carregamento numa junta sobreposta simples.....	28
Figura 25 – Tensão de arrancamento devido à excentricidade do carregamento numa junta sobreposta simples [22].....	28
Figura 26 – Modelo de Goland e Reissner [19].....	28
Figura 27 - Conceito de Condição Livre de Tensão [19].....	29
Figura 28 – Critério usado por Hart-Smith [29].....	29
Figura 29 – Estudo efectuado por Hu e Soutis [42].....	31
Figura 30 – Gradação do módulo de Young [43].....	31
Figura 31 – alteração da geometria do aderente [43].....	32
Figura 32 – Dimensões da junta usada por Ávila e Bueno [44].....	32
Figura 33 – Três interfaces diferentes, estudadas por Ashrafi et al. [45].....	32
Figura 34 – Resultados obtidos para as diferentes interfaces estudadas [45].....	33
Figura 35 – Dimensões da junta usada por Reis et al. [46].....	33
Figura 36 – Comparação da tensão de corte e da tensão de arrancamento para diferentes juntas [47].....	34
Figura 37 – Posicionamento das camadas de modificação usadas no adesivo [48].....	34
Figura 38 – Previsão dos carregamentos e localizações do início do dano [51].....	35
Figura 39 – Dimensões e condições de fronteira da junta usada [58].....	36
Figura 40 – Gráfico da Força vs. Deslocamento da junta sobreposta simples usada na análise de Goyal et al. [58].....	37
Figura 41 – Deformação da junta sobreposta simples. (a) Deformação e, (b) Zoom da zona de sobreposição [58].....	37
Figura 42 – Dimensões dos provetes usados por Kim et al. [70].....	38
Figura 43 – Comparação da resistência das juntas [70].....	38
Figura 44 – Comparação da Resistência da Junta com o uso do filete [70].....	39
Figura 45 – Geometria da junta colada sobreposta simples. R (extremidade quadrada); F (Extremidade com filete em rampa) [71].....	39
Figura 46 – Vista lateral de falhas estáticas: (a) falha típica no laminado e, (b) falha tipo na camada de adesivo [71].....	40
Figura 47 – Influência do comprimento da sobreposição, da geometria da extremidade e da preparação da superfície na Resistência Estática – GB-D – Jacto de Areia e Desengordura, PP – Peel-Ply [71].....	40
Figura 48 – Comparação da Resistência de rotura de corte com os diferentes tratamentos de superfície [72].....	41
Figura 49 – Tensão de corte em função do deslocamento para provetes com diferentes sequências de empilhamento e diferentes comprimentos de sobreposição [72].....	41

Figura 50 – Dimensões da junta usada na análise [73].	42
Figura 51 – Resistência da junta e cargas de rotura de juntas coladas com diferentes pressões de colagem [73].	42
Figura 52 – Resistência da junta e carga de rotura de juntas coladas com diferentes comprimentos de sobreposição [73].	43
Figura 53 – Resistência de juntas coladas com diferentes espessuras de aderente [73].	43
Figura 54 – Principais disciplinas [74].	44
Figura 55 – Relação entre o adesivo dúctil e o adesivo frágil [2].	45
Figura 56 - Comportamento da molhagem de um adesivo de alta viscosidade e de baixa viscosidade [77].	47
Figura 57 - As formas de molhagem dos líquidos nas superfícies [77].	47
Figura 58 - Forças que estão presentes numa junta adesiva [74].	48
Figura 59 – Comparação da distribuição das tensões e da rigidez entre a junta colada e a junta mecânica [1].	48
Figura 60 – Influência do comprimento da sobreposição na resistência da junta [78].	50
Figura 61 – Influência do comprimento de sobreposição na resistência da junta e na deformação de corte no adesivo [78].	51
Figura 62 – Diferentes tipos de tensões [76].	51
Figura 63 – Vários projectos de juntas [77].	52
Figura 64 – Modos de Falhas aceitáveis e inaceitáveis numa junta colada [1].	53
Figura 65 - Deformação desigual das lâminas num laminado solicitado por uma carga de tracção [1].	53
Figura 66 – Tipos de junta [13].	54
Figura 67 – Efeitos da espessura do aderente nos modos de falha das juntas coladas [1].	55
Figura 68 – Diagrama de corpo livre [79].	58
Figura 69 – Sistema de coordenadas e configuração da junta [80].	60
Figura 70 – Diagrama de corpo livre [80].	61
Figura 71 - Dimensões da junta simples da primeira validação [79].	64
Figura 72 - Dimensões da junta simples da segunda validação [81].	64
Figura 73 – Localizações onde foram analisadas as tensões da junta simples.	65
Figura 74 – Gráfico de tensões vs. deformações do adesivo AV119.	66
Figura 75 – Primeira malha estudada da junta simples – Malha 1.	68
Figura 76 – Detalhe da zona de sobreposição da primeira malha estudada.	68
Figura 77 – Segunda malha estudada na junta simples – Malha 2.	68
Figura 78 – Detalhe da zona de sobreposição da segunda malha estudada.	69
Figura 79 – Dimensões da junta dupla [83].	69
Figura 80 – Localizações dos cinco caminhos de onde foram retirados as tensões na junta dupla.	70
Figura 81 – Curva de tensões vs. deformações do aço CR1.	70
Figura 82 – Primeira malha estudada na análise da junta dupla.	71
Figura 83 – Detalhe da zona de sobreposição da primeira malha estudada.	71
Figura 84 – Segunda malha estudada na análise da junta dupla.	71
Figura 85 – Detalhe da zona da sobreposição da segunda malha estudada.	72
Figura 86 – Resposta de tracção-separação.	73
Figura 87 – (a) Elementos coesivos para simular caminhos de falha de espessura zero: abordagem local, (b) modelação de uma camada de adesivo fina entre os aderentes: abordagem contínua.	73
Figura 88 – Geometria da junta colada adesivamente sobreposta simples usada na validação [84].	75
Figura 89 – Elementos Interface na validação da junta simples [84].	75
Figura 90 – Elementos Interface para a modelação da junta dupla.	76
Figura 91 – Pontos A e B no adesivo.	77
Figura 92 – Dimensões da junta simples para a validação elástica [79].	77
Figura 93 – Resultados do artigo para a Tensão de Arrancamento no adesivo da primeira validação [79].	78
Figura 94 – Resultados obtidos para as tensões de arrancamento no adesivo através do ABAQUS.	78
Figura 95 – Resultados para a tensão de corte no adesivo do artigo da primeira validação [79].	79
Figura 96 - Resultados obtidos para as tensões de corte no adesivo através do ABAQUS.	79
Figura 97 – Tensão de Von Mises no estudo elástico da junta sobreposta simples.	80
Figura 98 - Tensão de arrancamento no estudo elástico da junta sobreposta simples.	81
Figura 99 - Tensão de corte no estudo elástico da junta sobreposta simples.	81
Figura 100 - Deformação de arrancamento no estudo elástico da junta sobreposta simples.	82
Figura 101 – Deformação de corte no estudo elástico da junta sobreposta simples.	83

Figura 102 - Gráfico da tensão de Von Mises para uma junta dupla tendo em conta o comportamento elástico do adesivo.....	84
Figura 103 – Gráfico da tensão de arrancamento para uma junta dupla tendo em conta o comportamento elástico do adesivo.....	85
Figura 104 - Gráfico da tensão de corte para uma junta dupla tendo em conta o comportamento elástico do adesivo.....	86
Figura 105 - Gráfico da tensão de deformação de arrancamento para uma junta dupla tendo em conta o comportamento elástico do adesivo.....	87
Figura 106 - Gráfico da deformação de corte para uma junta dupla tendo em conta o comportamento elástico do adesivo.....	88
Figura 107 – Dimensões da junta simples para a validação do caso elasto-plástico [81]......	89
Figura 108 – Tensão de Von Mises numa junta simples.....	89
Figura 109 – Comparação dos valores da tensão de Von Mises, das malhas usadas com os valores dos artigos.....	90
Figura 110 - Comparação dos valores da tensão de arrancamento, das malhas usadas com os valores dos artigos.....	91
Figura 111 - Comparação dos valores da tensão de corte, das malhas usadas com os valores dos artigos.....	92
Figura 112 - Comparação dos valores da deformação de arrancamento, das malhas usadas com os valores dos artigos.....	93
Figura 113 - Comparação dos valores da deformação de corte, das malhas usadas com os valores dos artigos.....	94
Figura 114 – Cinco diferentes localizações das tensões para a junta simples.....	95
Figura 115 – Distribuição da tensão de arrancamento para as cinco diferentes localizações.....	95
Figura 116 – Distribuição da tensão de corte para as cinco diferentes localizações.....	96
Figura 117 – Comparação dos valores da tensão de Von Mises para os diferentes carregamentos.....	97
Figura 118 - Comparação dos valores da tensão de arrancamento para os diferentes carregamentos.....	98
Figura 119 - Comparação dos valores da tensão de corte para os diferentes carregamentos.....	99
Figura 120 - Comparação dos valores da deformação de arrancamento para os diferentes carregamentos.....	100
Figura 121 - Comparação dos valores da deformação de corte para os diferentes carregamentos.....	101
Figura 122 - Comparação dos valores da tensão de Von Mises, para as diferentes espessuras dos aderentes.....	102
Figura 123 - Comparação dos valores da tensão de arrancamento, para as diferentes espessuras dos aderentes.....	103
Figura 124 - Comparação dos valores da tensão de corte, para as diferentes espessuras dos aderentes.....	104
Figura 125 - Comparação dos valores da deformação de arrancamento, para as diferentes espessuras dos aderentes.....	105
Figura 126 - Comparação dos valores da deformação de corte, para as diferentes espessuras dos aderentes.....	106
Figura 127 – Curva de tendência da tensão de arrancamento e tensão de corte máximas para a espessura do aderente.....	107
Figura 128 - Comparação dos valores da tensão de Von Mises, para as diferentes espessuras do adesivo.....	108
Figura 129 - Comparação dos valores da tensão de arrancamento, para as diferentes espessuras do adesivo.....	109
Figura 130 - Comparação dos valores da tensão de corte, para as diferentes espessuras do adesivo.....	110
Figura 131 - Comparação dos valores da deformação de arrancamento, para as diferentes espessuras do adesivo.....	111
Figura 132 - Comparação dos valores da deformação de corte, para as diferentes espessuras do adesivo.....	112
Figura 133 – Tendência da máxima tensão de arrancamento e de corte, através da espessura.....	113
Figura 134 - Comparação dos valores da tensão de Von Mises para os diferentes ângulos de filete na extremidade da sobreposição do aderente.....	114
Figura 135 - Comparação dos valores da tensão de arrancamento para os diferentes ângulos de filete na extremidade da sobreposição do aderente.....	115
Figura 136 - Comparação dos valores da tensão de corte para os diferentes ângulos de filete na extremidade da sobreposição do aderente.....	116
Figura 137 - Comparação dos valores da deformação de arrancamento para os diferentes ângulos de filete na extremidade da sobreposição do aderente.....	117

Figura 138 - Comparação dos valores da deformação de corte para os diferentes ângulos de filete na extremidade da sobreposição do aderente .....	118
Figura 139 - Curva de tendência da tensão de arrancamento e tensão de corte para o ângulo na extremidade sobreposta do aderente.....	119
Figura 140 – Comparação dos valores da tensão de Von Mises para as diferentes sequências de empilhamento. ....	120
Figura 141 - Comparação dos valores da tensão de arrancamento para as diferentes sequências de empilhamento. ....	121
Figura 142 - Comparação dos valores da tensão de corte para as diferentes sequências de empilhamento. ....	122
Figura 143 - Comparação dos valores da deformação de arrancamento para as diferentes sequências de empilhamento. ....	123
Figura 144 - Comparação dos valores da deformação de corte para as diferentes sequências de empilhamento. ....	124
Figura 145 – Comparação dos valores da tensão de Von Mises para os diferentes comprimentos de sobreposição. ....	125
Figura 146 - Comparação dos valores da tensão de arrancamento para os diferentes comprimentos de sobreposição. ....	126
Figura 147 - Comparação dos valores da tensão de corte para os diferentes comprimentos de sobreposição. ....	127
Figura 148 - Comparação dos valores da deformação de arrancamento para os diferentes comprimentos de sobreposição.....	128
Figura 149 - Comparação dos valores da deformação de corte para os diferentes comprimentos de sobreposição. ....	129
Figura 150 – Curva de tendência para os diferentes comprimentos de sobreposição. ....	130
Figura 151 – Comparação das tensões de Von Mises entre a análise elástica e a análise elasto-plástica. ....	131
Figura 152 - Comparação das tensões de arrancamento entre a análise elástica e a análise elasto-plástica. ....	132
Figura 153 - Comparação das tensões de corte entre a análise elástica e a análise elasto-plástica. ....	133
Figura 154 - Comparação das deformações de arrancamento entre a análise elástica e a análise elasto-plástica. ....	134
Figura 155 - Comparação das deformações de corte entre a análise elástica e a análise elasto-plástica. ....	135
Figura 156 – Dimensões da junta dupla [83].....	136
Figura 157 – Comparação dos valores da tensão de Von Mises das duas malhas usadas com o artigo. ...	137
Figura 158 - Comparação dos valores da tensão de arrancamento das duas malhas usadas com o artigo. ....	138
Figura 159 - Comparação dos valores da tensão de corte das duas malhas usadas com o artigo. ....	139
Figura 160 – Valores da tensão de Von Mises para a junta dupla de GRP. ....	140
Figura 161 - Valores da tensão de arrancamento para a junta dupla de GRP. ....	141
Figura 162 - Valores da tensão de corte para a junta dupla de GRP. ....	141
Figura 163 - Valores da deformação de arrancamento para a junta dupla de GRP.....	142
Figura 164 - Valores da deformação de corte para a junta dupla de GRP. ....	143
Figura 165 – Cinco localizações diferentes das tensões para a junta dupla. ....	144
Figura 166 – Distribuição da tensão de arrancamento em cinco localizações diferentes usando a junta dupla. ....	144
Figura 167 - Distribuição da tensão de corte em cinco localizações diferentes usando a junta dupla. ....	145
Figura 168 – Comparação dos valores da tensão de Von Mises, para os diferentes carregamentos aplicados. ....	146
Figura 169 - Comparação dos valores da tensão de arrancamento, para os diferentes carregamentos aplicados. ....	147
Figura 170 - Comparação dos valores da tensão de corte, para os diferentes carregamentos aplicados...148	148
Figura 171 - Comparação dos valores da deformação de arrancamento, para os diferentes carregamentos aplicados. ....	149
Figura 172 - Comparação dos valores da deformação de corte, para os diferentes carregamentos aplicados. ....	150
Figura 173 - Comparação dos valores da tensão de Von Mises, para as diferentes espessuras do aderente. ....	151
Figura 174 - Comparação dos valores da tensão de arrancamento, para as diferentes espessuras do aderente.....	152

Figura 175 - Comparação dos valores da tensão de corte, para as diferentes espessuras do aderente. ....	153
Figura 176 - Comparação dos valores da deformação de arrancamento, para as diferentes espessuras do aderente.....	154
Figura 177 - Comparação dos valores da deformação de corte, para as diferentes espessuras do aderente. ....	155
Figura 178 – Curva de tendência dos valores das tensões máximas para diferentes espessuras do aderente. ....	156
Figura 179 - Comparação dos valores da tensão de Von Mises, para as diferentes espessuras do adesivo. ....	157
Figura 180 - Comparação dos valores da tensão de arrancamento, para as diferentes espessuras do adesivo. ....	158
Figura 181 - Comparação dos valores da tensão de corte, para as diferentes espessuras do adesivo. ....	159
Figura 182 - Comparação dos valores da deformação de arrancamento, para as diferentes espessuras do adesivo. ....	160
Figura 183 - Comparação dos valores da deformação de corte, para as diferentes espessuras do adesivo. ....	161
Figura 184 – Curva de tendência das tensões máximas relativamente à espessura do adesivo. ....	162
Figura 185 - Comparação dos valores da tensão de Von Mises, para os diferentes ângulos de filete na extremidade da sobreposição do aderente exterior. ....	163
Figura 186 - Comparação dos valores da tensão de arrancamento, para os diferentes ângulos de filete na extremidade da sobreposição do aderente exterior. ....	164
Figura 187 - Comparação dos valores da tensão de corte, para os diferentes ângulos de filete na extremidade da sobreposição do aderente exterior. ....	165
Figura 188 - Comparação dos valores da deformação de arrancamento, para os diferentes ângulos de filete na extremidade da sobreposição do aderente exterior. ....	166
Figura 189 - Comparação dos valores da deformação de corte, para os diferentes ângulos de filete na extremidade da sobreposição do aderente exterior. ....	167
Figura 190 - Comparação dos valores da tensão de Von Mises, para as diferentes sequências de empilhamento. ....	168
Figura 191 - Comparação dos valores da tensão de arrancamento, para as diferentes sequências de empilhamento. ....	169
Figura 192 - Comparação dos valores da tensão de corte, para as diferentes sequências de empilhamento. ....	170
Figura 193 - Comparação dos valores da deformação de arrancamento, para as diferentes sequências de empilhamento. ....	171
Figura 194 - Comparação dos valores da deformação de corte, para as diferentes sequências de empilhamento. ....	172
Figura 195 – Comparação dos valores da tensão de Von Mises, para os diferentes valores de folga alterando o comprimento dos aderentes exteriores. ....	173
Figura 196 - Comparação dos valores de Tensão de Arrancamento, para os diferentes valores de folga alterando o comprimento dos valores exteriores. ....	174
Figura 197 - Comparação dos valores de Tensão de Corte, para os diferentes valores de folga alterando o comprimento dos aderentes exteriores. ....	175
Figura 198 - Comparação dos valores de deformação de arrancamento, para os diferentes valores de folga alterando o comprimento dos aderentes exteriores. ....	176
Figura 199 - Comparação dos valores de deformação de corte, para os diferentes valores de folga alterando o comprimento dos aderentes exteriores. ....	177
Figura 200 - Comparação dos valores de Von Mises, para os diferentes valores de folga alterando o comprimento de sobreposição. ....	178
Figura 201 - Comparação dos valores da tensão de arrancamento, para os diferentes valores de folga alterando o comprimento de sobreposição. ....	179
Figura 202 - Comparação dos valores da tensão de corte, para os diferentes valores de folga alterando o comprimento de sobreposição. ....	180
Figura 203 - Comparação dos valores de deformação de arrancamento, para os diferentes valores de folga alterando o comprimento de sobreposição. ....	181
Figura 204 - Comparação dos valores de deformação de corte, para os diferentes valores de folga alterando o comprimento de sobreposição. ....	182
Figura 205 – Curva de tendência para a variação da folga variando a sobreposição. ....	183
Figura 206 – Comparação dos valores máximos de tensão de Von Mises para várias folgas, usando dois métodos diferentes. ....	183

Figura 207 - Comparação dos valores máximos de tensão de arrancamento para várias folgas, usando dois métodos diferentes.....	184
Figura 208 - Comparação dos valores máximos de tensão de corte para várias folgas, usando dois métodos diferentes.....	184
Figura 209 - Comparação dos valores máximos de deformação de arrancamento para várias folgas, usando dois métodos diferentes.....	185
Figura 210 – Comparação dos valores máximos de deformação de corte para várias folgas, usando dois métodos diferentes.....	185
Figura 211 – Comparação da tensão de Von Mises entre a análise elástica e a análise elasto-plástico para a junta dupla.....	186
Figura 212 - Comparação da tensão de Von Mises entre a análise elástica e a análise elasto-plástico para a junta dupla.....	187
Figura 213 - Comparação da tensão de arrancamento entre a análise elástica e a análise elasto-plástico para a junta dupla.....	187
Figura 214 - Comparação da tensão de corte entre a análise elástica e a análise elasto-plástico para a junta dupla.....	188
Figura 215 - Comparação da deformação de arrancamento entre a análise elástica e a análise elasto-plástico para a junta dupla.....	189
Figura 216 - Comparação da deformação de corte entre a análise elástica e a análise elasto-plástico para a junta dupla.....	190
Figura 217 – Comparação dos resultados obtidos pelos diferentes métodos.....	191
Figura 218 - Gráfico da curva de Força vs. Deslocamento obtido através da simulação de um ensaio de tracção para os diferentes comprimentos de sobreposição.....	192
Figura 219 – Modo de falha para a junta simples com um comprimento de sobreposição de 10 mm.....	193
Figura 220 – Comparação dos resultados obtidos pelo método de cedência generalizada e pelo método experimental.....	194
Figura 221 - Gráfico da curva de Força vs. Deslocamento obtida através da simulação de um ensaio de tracção para os diferentes comprimentos de sobreposição para um adesivo dúctil.....	195
Figura 222 - Gráfico da curva de Força vs. Deslocamento obtida através da simulação de um ensaio de tracção para os diferentes comprimentos de sobreposição para um adesivo dúctil com novos valores....	196
Figura 223 - Gráfico de força vs. Deslocamento para os diferentes comprimentos de sobreposição pelo método CZM.....	197
Figura 224 - Gráfico da curva de Força vs. Deslocamento obtida através da simulação de um ensaio de tracção para uma junta dupla considerando diferentes comprimentos de sobreposição para um adesivo dúctil com novos valores.....	198

## Lista de Tabelas

Tabela 1 – Comparação compósitos vs. Metais [1].....	4
Tabela 2 – Factores que influenciam a escolha do adesivo.....	47
Tabela 3 – Comparação junta mecânica vs. junta colada [75].....	49
Tabela 4 – Propriedades elásticas dos Aderentes [79, 81].....	67
Tabela 5 – Propriedades elásticas do adesivo [82].....	67
Tabela 6 – Propriedades do Compósito [84].....	75
Tabela 7 – Propriedades do Adesivo AV118 [84].....	75
Tabela 8 – Propriedades do Adesivo SikaForce 7888 [84].....	75
Tabela 9 – Propriedades do Adesivo AV138 para a modelação CZM [84].....	76
Tabela 10 - Propriedades do Adesivo SikaForce 7888 para a modelação CZM [84].....	76
Tabela 11 – Propriedades da região interlaminar do compósito [84].....	76
Tabela 12 – Valores máximos da tensão de Von Mises.....	80
Tabela 13 – Valores máximos da tensão de arrancamento.....	81
Tabela 14 – Valores máximos da tensão de corte.....	82
Tabela 15 – Valores máximos da deformação de arrancamento.....	82
Tabela 16 – Valores máximos da deformação de corte.....	83
Tabela 17 – Valores das tensões máximas de Von Mises (MPa) nos pontos A e B para a análise elástica.....	84
Tabela 18 - Valores das tensões máximas arrancamento (MPa) nos pontos A e B para a análise elástica.....	85
Tabela 19 - Valores das tensões máximas corte (MPa) nos pontos A e B para a análise elástica.....	86
Tabela 20 - Valores das deformações máximas de arrancamento nos pontos A e B para a análise elástica.....	87
Tabela 21 - Valores das deformações máximas de corte nos pontos A e B para a análise elástica.....	88
Tabela 22 - Comparação dos valores máximos de tensão de Von Mises (MPa) na extremidade da sobreposição do adesivo, para o artigo e para as duas malhas usadas.....	90
Tabela 23 - Comparação dos valores máximos de tensão de arrancamento (MPa) na extremidade da sobreposição do adesivo, para o artigo e para as duas malhas usadas.....	91
Tabela 24 - Comparação dos valores máximos de tensão de corte (MPa) na extremidade da sobreposição do adesivo, para o artigo e para as duas malhas usadas.....	92
Tabela 25 - Comparação dos valores máximos de deformação de arrancamento na extremidade da sobreposição do adesivo, para o artigo e para as duas malhas usadas.....	93
Tabela 26 - Comparação dos valores máximos de deformação de corte na extremidade da sobreposição do adesivo, para o artigo e para as duas malhas usadas.....	94
Tabela 27 – Valores obtidos da tensão de arrancamento para as cinco diferentes localizações.....	96
Tabela 28 – Valores obtidos da tensão de corte para as cinco diferentes localizações.....	96
Tabela 29 - Comparação dos valores máximos de tensão de Von Mises (MPa), para os diferentes carregamentos aplicados.....	97
Tabela 30 - Comparação dos valores máximos de tensão de arrancamento (MPa), para os diferentes carregamentos aplicados.....	98
Tabela 31 - Comparação dos valores máximos de tensão de corte (MPa), para os diferentes carregamentos aplicados.....	99
Tabela 32 - Comparação dos valores máximos de deformação de arrancamento, para os diferentes carregamentos aplicados.....	100
Tabela 33 - Comparação dos valores máximos de deformação de corte, para os diferentes carregamentos aplicados.....	101
Tabela 34 - Comparação dos valores máximos de tensão de Von Mises (MPa), para as diferentes espessuras dos aderentes.....	102
Tabela 35 - Comparação dos valores máximos de tensão de arrancamento (MPa), para as diferentes espessuras dos aderentes.....	103
Tabela 36 - Comparação dos valores máximos de tensão de corte (MPa), para as diferentes espessuras dos aderentes.....	104
Tabela 37 - Comparação dos valores máximos de deformação de arrancamento, para as diferentes espessuras dos aderentes.....	105
Tabela 38 - Comparação dos valores máximos de deformação de corte, para as diferentes espessuras dos aderentes.....	106
Tabela 39 - Comparação dos valores máximos de tensão de Von Mises (MPa), para as diferentes espessuras do adesivo.....	108

Tabela 40 - Comparação dos valores máximos de tensão de arrancamento (MPa), para as diferentes espessuras do adesivo.....	109
Tabela 41 - Comparação dos valores máximos de tensão de corte (MPa), para as diferentes espessuras do adesivo.....	110
Tabela 42 - Comparação dos valores máximos de deformação de arrancamento, para as diferentes espessuras do adesivo.....	111
Tabela 43 - Comparação dos valores máximos de deformação de corte, para as diferentes espessuras do adesivo.....	112
Tabela 44 - Comparação dos valores máximos de tensão de Von Mises (MPa), para os diferentes ângulos de filete na extremidade da sobreposição do aderente.....	114
Tabela 45 - Comparação dos valores máximos de tensão de arrancamento (MPa), para os diferentes ângulos de filete na extremidade da sobreposição do aderente.....	115
Tabela 46 - Comparação dos valores máximos de tensão de corte (MPa), para os diferentes ângulos de filete na extremidade da sobreposição do aderente.....	116
Tabela 47 - Comparação dos valores máximos de deformação de arrancamento, para os diferentes ângulos de filete na extremidade da sobreposição do aderente.....	117
Tabela 48 - Comparação dos valores máximos de deformação de corte, para os diferentes ângulos de filete na extremidade da sobreposição do aderente.....	118
Tabela 49 - Comparação dos valores máximos de tensão de Von Mises (MPa), para as diferentes sequências de empilhamento dos aderentes.....	120
Tabela 50 - Comparação dos valores máximos de tensão de arrancamento (MPa), para as diferentes sequências de empilhamento dos aderentes.....	121
Tabela 51 - Comparação dos valores máximos de tensão de corte (MPa), para as diferentes sequências de empilhamento dos aderentes.....	122
Tabela 52 - Comparação dos valores máximos de deformação de arrancamento, para as diferentes sequências de empilhamento dos aderentes.....	123
Tabela 53 - Comparação dos valores máximos de deformação de corte, para as diferentes sequências de empilhamento dos aderentes.....	124
Tabela 54 - Comparação dos valores máximos de tensão de Von Mises (MPa), os diferentes comprimentos de sobreposição.....	126
Tabela 55 - Comparação dos valores máximos de tensão de arrancamento (MPa), os diferentes comprimentos de sobreposição.....	126
Tabela 56 - Comparação dos valores máximos de tensão de corte (MPa), os diferentes comprimentos de sobreposição.....	127
Tabela 57 - Comparação dos valores máximos de deformação de arrancamento, os diferentes comprimentos de sobreposição.....	128
Tabela 58 - Comparação dos valores máximos de deformação de corte, os diferentes comprimentos de sobreposição.....	129
Tabela 59 - Comparação dos valores máximos de tensão de Von Mises (MPa), entre a análise elástica e a análise elasto-plástica.....	131
Tabela 60 - Comparação dos valores máximos de tensão de arrancamento (MPa), entre a análise elástica e a análise elasto-plástica.....	132
Tabela 61 - Comparação dos valores máximos de tensão de corte (MPa), entre a análise elástica e a análise elasto-plástica.....	133
Tabela 62 - Comparação dos valores máximos de deformação de arrancamento, entre a análise elástica e a análise elasto-plástica.....	134
Tabela 63 - Comparação dos valores máximos de deformação de corte, entre a análise elástica e a análise elasto-plástica.....	135
Tabela 64 - Comparação dos valores da tensão de Von Mises para as diferentes malhas usadas na validação.....	137
Tabela 65 - Comparação dos valores da tensão de arrancamento para as diferentes malhas usadas na validação.....	138
Tabela 66 - Comparação dos valores da tensão de corte para as diferentes malhas usadas na validação.....	139
Tabela 67 - Comparação dos valores máximos de tensão de Von Mises (MPa).....	140
Tabela 68 - Comparação dos valores máximos de tensão de arrancamento (MPa).....	141
Tabela 69 - Comparação dos valores máximos de tensão de corte (MPa).....	142
Tabela 70 - Comparação dos valores máximos de deformação de arrancamento.....	142
Tabela 71 - Comparação dos valores máximos de deformação de corte.....	143

Tabela 72 - Valores obtidos da tensão de arrancamento em cinco localizações diferentes usando a junta dupla .....	145
Tabela 73 - Valores obtidos da tensão de corte em cinco localizações diferentes usando a junta dupla. .145	145
Tabela 74 - Comparação dos valores máximos de tensão de Von Mises (MPa), para os diferentes carregamentos aplicados.....	146
Tabela 75 - Comparação dos valores máximos de tensão de arrancamento (MPa), para os diferentes carregamentos aplicados.....	147
Tabela 76 - Comparação dos valores máximos de tensão de corte (MPa), para os diferentes carregamentos aplicados.....	148
Tabela 77 - Comparação dos valores máximos de deformação de arrancamento, para os diferentes carregamentos aplicados.....	149
Tabela 78 - Comparação dos valores máximos de deformação de corte, para os diferentes carregamentos aplicados.....	150
Tabela 79 - Comparação dos valores máximos de tensão de Von Mises (MPa), para as diferentes espessuras dos aderentes.....	151
Tabela 80 - Comparação dos valores máximos de tensão de arrancamento (MPa), para as diferentes espessuras dos aderentes.....	152
Tabela 81 - Comparação dos valores máximos de tensão de corte (MPa), para as diferentes espessuras dos aderentes.....	153
Tabela 82 - Comparação dos valores máximos de deformação de arrancamento, para as diferentes espessuras dos aderentes.....	154
Tabela 83 - Comparação dos valores máximos de deformação de corte, para as diferentes espessuras dos aderentes.....	155
Tabela 84 - Comparação dos valores máximos de tensão de Von Mises (MPa), para as diferentes espessuras do adesivo.....	157
Tabela 85 - Comparação dos valores máximos de tensão de arrancamento (MPa), para as diferentes espessuras do adesivo.....	158
Tabela 86 - Comparação dos valores máximos de tensão de corte (MPa), para as diferentes espessuras do adesivo.....	159
Tabela 87 - Comparação dos valores máximos de deformação de arrancamento, para as diferentes espessuras do adesivo.....	160
Tabela 88 - Comparação dos valores máximos de deformação de corte, para as diferentes espessuras do adesivo.....	161
Tabela 89 - Comparação dos valores máximos de tensão de Von Mises (MPa), para os diferentes ângulos de filete na extremidade da sobreposição do aderente exterior.....	163
Tabela 90 - Comparação dos valores máximos de tensão de arrancamento (MPa), para os diferentes ângulos de filete na extremidade da sobreposição do aderente exterior.....	164
Tabela 91 - Comparação dos valores máximos de tensão de corte (MPa), para os diferentes ângulos de filete na extremidade da sobreposição do aderente exterior.....	165
Tabela 92 - Comparação dos valores máximos de deformação de arrancamento, para os diferentes ângulos de filete na extremidade da sobreposição do aderente exterior.....	166
Tabela 93 - Comparação dos valores máximos de deformação de corte, para os diferentes ângulos de filete na extremidade da sobreposição do aderente exterior.....	167
Tabela 94 - Comparação dos valores máximos de tensão de Von Mises (MPa), para as diferentes sequências de empilhamento do aderente.....	168
Tabela 95 - Comparação dos valores máximos de tensão de arrancamento (MPa), para as diferentes sequências de empilhamento do aderente.....	169
Tabela 96 - Comparação dos valores máximos de tensão de corte (MPa), para as diferentes sequências de empilhamento do aderente.....	170
Tabela 97 - Comparação dos valores máximos de deformação de arrancamento, para as diferentes sequências de empilhamento do aderente.....	171
Tabela 98 - Comparação dos valores máximos de deformação de corte, para as diferentes sequências de empilhamento do aderente.....	172
Tabela 99 - Comparação dos valores máximos de tensão de Von Mises (MPa), para as diferentes folgas, variando o comprimento dos aderentes exteriores.....	173
Tabela 100 - Comparação dos valores máximos de tensão de arrancamento (MPa), para as diferentes folgas, variando o comprimento dos aderentes exteriores.....	174
Tabela 101 - Comparação dos valores máximos de tensão de corte (MPa), para as diferentes folgas, variando o comprimento dos aderentes exteriores.....	175

Tabela 102 - Comparação dos valores máximos de deformação de arrancamento, para as diferentes folgas, variando o comprimento dos aderentes exteriores. ....	176
Tabela 103 - Comparação dos valores máximos de deformação de corte, para as diferentes folgas, variando o comprimento dos aderentes exteriores. ....	177
Tabela 104 - Comparação dos valores máximos de tensão de Von Mises (MPa), para as diferentes folgas, variando o comprimento de sobreposição. ....	178
Tabela 105 - Comparação dos valores máximos de tensão de arrancamento (MPa), para as diferentes folgas, variando o comprimento de sobreposição. ....	179
Tabela 106 - Comparação dos valores máximos de tensão de corte (MPa), para as diferentes folgas, variando o comprimento de sobreposição. ....	180
Tabela 107 - Comparação dos valores máximos de deformação de arrancamento, para as diferentes folgas, variando o comprimento de sobreposição. ....	181
Tabela 108 - Comparação dos valores máximos de deformação de corte, para as diferentes folgas, variando o comprimento de sobreposição. ....	182
Tabela 109 - Comparação dos valores máximos da tensão de Von Mises (MPa), entre a análise elástica e a análise elasto-plástica. ....	186
Tabela 110 - Comparação dos valores máximos da tensão de arrancamento (MPa), entre a análise elástica e a análise elasto-plástica. ....	188
Tabela 111 - Comparação dos valores máximos da tensão de corte (MPa), entre a análise elástica e a análise elasto-plástica. ....	188
Tabela 112 - Comparação dos valores máximos da deformação de arrancamento, entre a análise elástica e a análise elasto-plástica. ....	189
Tabela 113 - Comparação dos valores máximos da deformação de corte, entre a análise elástica e a análise elasto-plástica. ....	190
Tabela 114 – Resultados obtidos pelos diferentes métodos. ....	191
Tabela 115 – Modos de falha obtidos para o adesivo AV138. ....	193
Tabela 116 - Resultados obtidos pelos diferentes métodos. ....	194
Tabela 117 – Novos valores usados na simulação. ....	196
Tabela 118 – Modos de falha obtidos para o adesivo SikaForce 7888 para os valores do artigo. ....	196
Tabela 119 - Modos de falha obtidos para o adesivo SikaForce 7888 para os novos valores. ....	197
Tabela 120 - Resultados obtidos pelos diferentes métodos. ....	198
Tabela 121 - Resultados obtidos pelos diferentes métodos para o adesivo SikaForce 7888. ....	199



## **1. Introdução**

### **1.1. Objectivos e enquadramento**

A dissertação apresentada foi realizada durante o ano lectivo de 2011/2012 no âmbito do Mestrado em Engenharia Mecânica: Ramo de Manutenção e Produção, ministrado no Instituto Superior de Engenharia de Lisboa, ISEL, e tem como principal objectivo a análise das tensões e dos modos de falha de juntas sobrepostas simples e sobrepostas duplas unidas adesivamente de materiais compósitos, utilizando para isso a modelação numérica, usando o software comercial ABAQUS®. A validação dos resultados obtidos foi efectuada pela comparação com outros artigos científicos já existentes.

Este assunto assume particular importância nos dias de hoje, visto que quer a utilização de compósitos quer a utilização de juntas coladas têm sofrido um aumento significativo nos últimos anos, devido ao baixo peso e alta rigidez por parte dos compósitos, e ao baixo peso e à transferência de carregamentos uniformes por parte dos adesivos.

O objectivo desta dissertação é, portanto, usar os métodos numéricos para:

- Analisar o comportamento mecânico da junta sobreposta simples e sobreposta dupla, alterando vários parâmetros, como a espessura do aderente, a espessura do adesivo, o filete no aderente, a sequência de empilhamento;
- Analisar a diferença entre uma análise elástica e uma análise elasto-plástica;
- Verificar os modos de falha numa junta sobreposta simples e numa junta sobreposta dupla usando um adesivo frágil e um adesivo dúctil, através do método numérico e do critério da cedência generalizada (método analítico);
- Prever a força de rotura numa junta sobreposta simples e numa junta sobreposta dupla usando, um adesivo frágil e um adesivo dúctil, através do método numérico e do critério da cedência generalizada (método analítico);
- Avaliar os métodos utilizados e verificar a sua aplicabilidade.

### **1.2. Estrutura do trabalho**

No presente capítulo são apresentados os principais objectivos da dissertação desenvolvida, assim como a esquematização da estrutura do trabalho e a motivação para a realização deste trabalho.

No segundo capítulo é feita uma introdução aos materiais compósitos, onde é explicado como são compostos, e qual a função de cada um dos seus constituintes, ou seja, a função da matriz e do reforço. São também abordados os tipos de laminados existentes e como são denominados cada um de acordo com a sua sequência de empilhamento. É feito um estudo do comportamento da lâmina sob os aspectos da micromecânica e da macromecânica e é explicada a teoria de primeira ordem, usada para o estudo de laminados espessos. Por fim, é feita uma comparação entre os compósitos e os metais, e referem-se as aplicações dos materiais compósitos.

No terceiro capítulo é feita uma revisão bibliográfica sobre as juntas unidas adesivamente, sendo dividida em análise teórica, análise numérica e análise experimental. Inicia-se com uma breve introdução aos adesivos e aos diferentes tipos existentes. É feita uma comparação da junta colada com outros métodos de união de materiais e são explicados os requisitos necessários para uma boa colagem, e por conseguinte uma boa resistência de ligação. São também referidos os tipos mais usados de juntas coladas para a união de compósitos.

No quarto capítulo, analisa-se o comportamento mecânico de uma junta sobreposta simples e de uma sobreposta dupla, quer para o comportamento elástico do adesivo, quer para o comportamento elasto-plástico. São estudados vários parâmetros neste comportamento, como a espessura do aderente, a espessura do adesivo, o ângulo do filete no aderente e a sequência de empilhamento.

No quinto capítulo, analisam-se os modos de falha, ou seja, o início do dano e a propagação do mesmo, usando um modelo de zona coesiva, com uma resposta tração-deformação triangular. É estudada uma junta sobreposta simples e sobreposta dupla, com o objectivo de verificar se a falha ocorre no adesivo, ou se ocorre por delaminação do compósito. Para contemplar o estudo é também usado um modelo analítico – cedência generalizada - para a junta sobreposta simples e para a junta sobreposta dupla, para prever a resistência da mesma, e são comparados os resultados com a análise experimental e numérica.

No sexto capítulo são apresentados os resultados relativos às análises do quarto e quinto capítulo.

No sétimo capítulo são apresentadas as conclusões obtidas na realização da dissertação, relativamente aos objectivos.



## 2. Materiais Compósitos

### 2.1. Compósitos vs. Metais

Pode-se verificar que as características físicas dos compósitos e dos metais são significativamente diferentes. Na tabela 1 encontra-se presente uma comparação de algumas características dos compósitos e dos metais.

Tendo em consideração o facto de os compósitos serem materiais altamente anisotrópicos, a sua resistência no plano é frequentemente alta e variável direccionalmente, dependendo da orientação das fibras de reforço. Os materiais compósitos apresentam também uma capacidade muito superior à dos metais, relativamente à resistência a carregamentos cíclicos [1].

Os metais devido ao seu comportamento dúctil apresentam duas importantes vantagens em relação aos materiais compósitos: a) providenciam uma redução de carga local através da distribuição da carga em excesso a um material ou estrutura adjacente, ou seja, os metais dúcteis têm uma grande capacidade para fornecer alívio de concentração de tensões quando são carregados estaticamente e, b) proporcionam uma capacidade de absorção de uma grande energia. Como resultado, quando a estrutura de metal é atingida, deforma mas não fractura. Por outro lado, os compósitos são pouco dúcteis, pois possuem pouca capacidade para resistir a danos por impacto sem fractura extrema da matriz interna [1].

Pela figura 1 verifica-se a situação descrita anteriormente, uma vez que se comparam os compósitos com os metais, usados na indústria aeronáutica, no que diz respeito à maior resistência dos compósitos à fadiga, sendo a fadiga um fenómeno crítico nos metais.

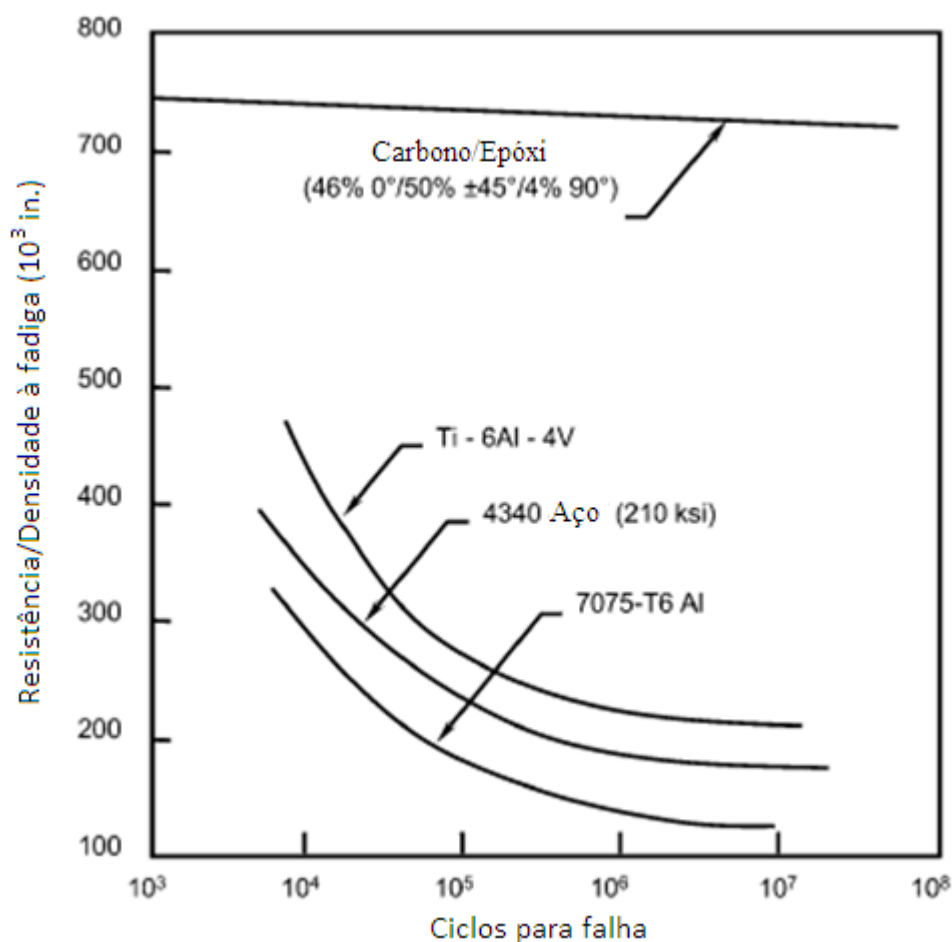


Figura 1 – Propriedades à fadiga de materiais usados na indústria aeroespacial [2].

Tabela 1 – Comparação compósitos vs. Metais [1]

Condição	Comparação do comportamento relativamente aos metais
<b>Relação carga-deformação</b>	Deformação mais linear para falha
<b>Sensibilidade ao entalhe</b>	
<ul style="list-style-type: none"> <li>• Estático</li> <li>• Fadiga</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Maior sensibilidade</li> <li>• Menor sensibilidade</li> </ul>
<b>Propriedades transversas</b>	Mais Fraco
<b>Variabilidade propriedades mecânicas</b>	Maior
<b>Resistência à fadiga</b>	Maior
<b>Sensibilidade ao ambiente higrotérmico</b>	Maior
<b>Sensibilidade à corrosão</b>	Muito Menor
<b>Mecanismo de crescimento do dano</b>	Delaminação no plano, em vez de fendas ao longo da espessura

## 2.2. Introdução aos materiais compósitos

O uso dos materiais compósitos tem vindo a aumentar nos últimos anos, tornando-se os materiais dominantes em muitos dos componentes usados em áreas tão diversas como indústria aeronáutica, automóvel e marítima ou na biomédica.

O material compósito pode ser definido como uma combinação de dois ou mais materiais – matriz e reforço – que no final apresentam melhores propriedades, do que iriam apresentar se fossem usados individualmente. De realçar que estes materiais são distintos das ligas metálicas, pois cada material continua a manter as suas propriedades químicas, físicas e mecânicas [1].

O reforço – que é normalmente uma partícula ou uma fibra – é na maioria dos casos mais duro, mais resistente e mais rígido do que a matriz. O reforço é o material que suporta os carregamentos, (70% a 90% do carregamento é suportado por este material), que garante a rigidez, resistência mecânica, estabilidade térmica e outras propriedades estruturais dos compósitos, e é também o material que condiciona a condutividade eléctrica e térmica do compósito.

Por outro lado, a matriz é o material que mantém o reforço junto e transfere as forças para este, proporcionando uma ligação de tal modo forte que o reforço pode actuar isoladamente. Assegura também um bom acabamento de superfície e protege o reforço de ataques químicos e danos mecânicos. O modo de falha é fortemente condicionado pelo tipo de material da matriz do compósito, assim como pela sua compatibilidade com o reforço. Na figura 2 encontra-se os constituintes de uma lâmina.

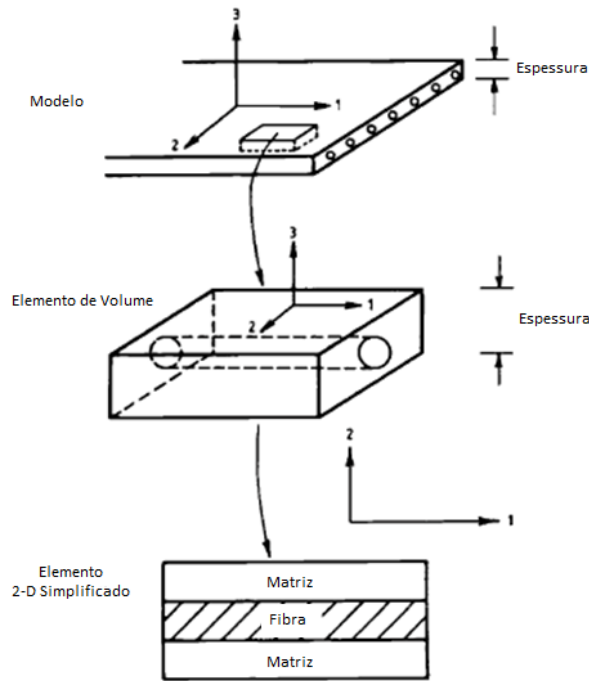


Figura 2 – Matriz e Reforço [3].

As fibras contínuas possuem uma elevada relação entre o comprimento da fibra e o seu diâmetro. Estes compósitos com reforço de fibra são normalmente construídos em laminados, por uma sequência de empilhamento de lâminas colocadas em diferentes orientações, de forma a se obter as propriedades de resistência e de rigidez desejadas. A figura 3 mostra a influência do ângulo das fibras do laminado relativamente à sua rigidez e módulo de elasticidade.

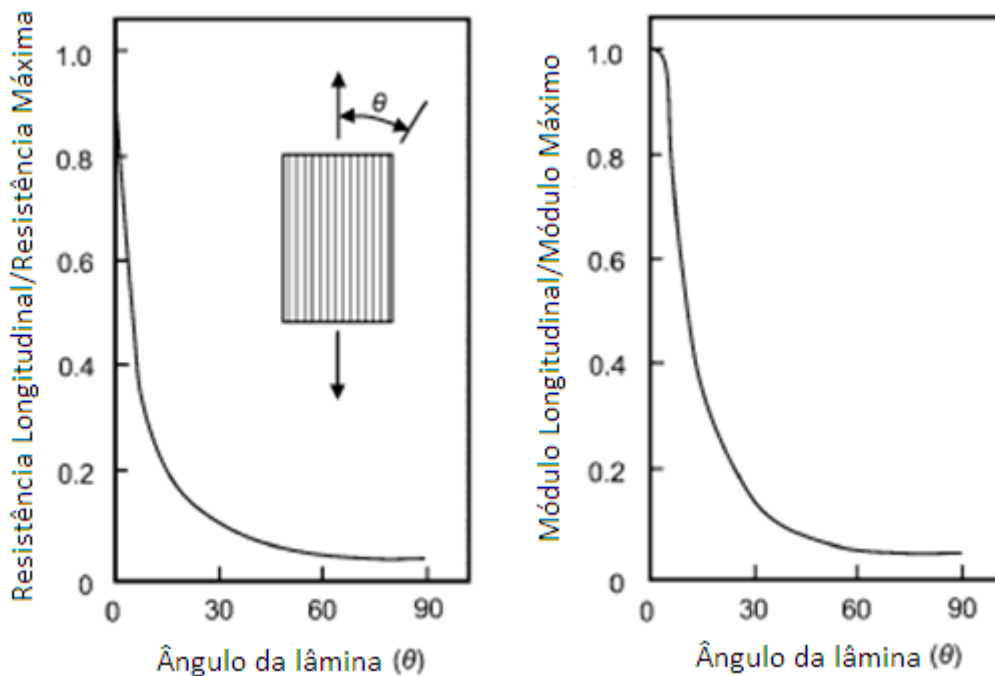


Figura 3 – Influência do ângulo da lâmina na resistência e módulo [1].

Os reforços, no geral, podem ser: fibras rectas contínuas, descontínuas ou cortadas, partículas ou flocos, ou fibras contínuas em tecidos, entrançadas ou em malha (Figura 4).

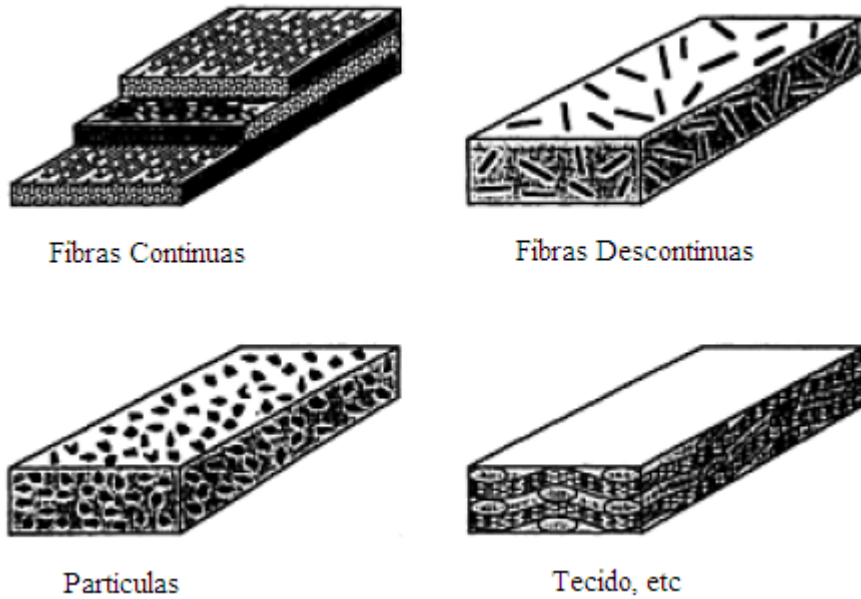


Figura 4 – Tipos de fibras de reforço mais comuns [4].

As principais vantagens destes materiais são a sua elevada resistência e rigidez, combinada com uma baixa densidade, quando comparados com os materiais metálicos tradicionais, permitindo assim uma redução de peso na peça acabada.

### 2.3. Laminados

De um modo geral, os laminados são construídos segundo determinados padrões: sequência de empilhamento dos laminados, propriedades mecânicas, espessuras e orientações das fibras.

Relativamente à sequência de empilhamento, também conhecida como esquema de laminação, esta pode ser descrita se as lâminas tiverem a mesma espessura como  $[\alpha/\beta/\delta/.../\theta]$ , onde  $\alpha$  é a orientação, em graus, das fibras da primeira lâmina,  $\beta$  é a orientação das fibras da segunda lâmina, e assim sucessivamente (Figura 5). Se as lâminas tiverem espessuras diferentes, a sequência de empilhamento é então definida como  $[t_1, \alpha/t_2, \beta/t_3, \delta/.../t_N, \theta]$ , onde  $t_1$  se refere à espessura da primeira lâmina,  $t_2$  à espessura da segunda camada e assim sucessivamente até à espessura da última lâmina  $t_N$ . De notar que a numeração das lâminas é sempre realizada de baixo para cima, isto é, do sentido positivo para o sentido negativo do eixo  $z$ .

Em termos dos ângulos de orientação das fibras de uma laminado, estes são compreendidos entre  $-90^\circ$  e  $90^\circ$ . Se um laminado só tiver na sua sequência de empilhamento, lâminas cujas fibras estão orientadas segundo os ângulos  $0^\circ$  e  $90^\circ$ , então pode-se denominar este laminado por **cruzado ou cross-ply** (Figura 6). Pode-se verificar que este laminado se encontra melhor adaptado para uma situação em que as solicitações sejam ligeiramente superiores na direcção perpendicular ao plano  $y$  do que paralelamente a este. Este laminado como não tem na sua sequência qualquer lâmina orientada a  $30^\circ$ ,  $45^\circ$  e  $60^\circ$ , não seria indicado para solicitações de corte no plano do laminado.

Quando as fibras tiverem qualquer orientação, inclusive a mencionada para os laminados cruzados, o laminado é denominado como **angular ou angle-ply** (Figura 7). Neste caso, como existem camadas com ângulos  $35^\circ$ ,  $45^\circ$  e  $60^\circ$ , verificar-se-ia um aumento da resistência ao corte no plano do laminado.

Em suma, pode-se conferir que um laminado sujeito a solicitações de tensão axial e de corte necessitaria de camadas de ângulos de  $0^\circ$  e  $90^\circ$  para suportar as solicitações axiais e camadas a  $45^\circ$  para suportar as solicitações de corte.

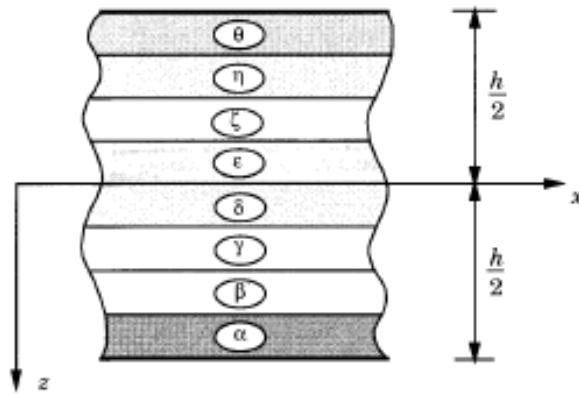


Figura 5 – Sequência de empilhamento [5].

Relativamente à simetria, anti-simetria e assimetria do laminado, este é denominado de **laminado simétrico**, quando apresentar uma disposição simétrica em relação à superfície média, ou seja, a metade superior da espessura do laminado é um espelho da parte inferior. Para fazer esta denominação utiliza-se o subíndice *s* após a referência dos ângulos (Figura 8).

É denominado de **laminado anti-simétrico** quando não apresenta os requisitos necessários para ser simétrico. Este tipo de simetria é bastante útil quando se pretende um laminado sujeito a um esforço de tracção após a cura. Este tipo de laminado é caracterizado por apresentar sinais alternados entre as lâminas, duas a duas, ou lâminas orientadas a  $0^\circ$  e  $90^\circ$  também aos pares (Figura 9).

Não sendo o laminado simétrico ou anti-simétrico, o laminado é denominado de **assimétrico** (Figura 10).

Os laminados podem ainda ser denominados de balanceados ou não balanceados. No caso do laminado da Figura 11, apesar de este ser simétrico, é não balanceado, pois não possui lâminas de  $-45^\circ$ .

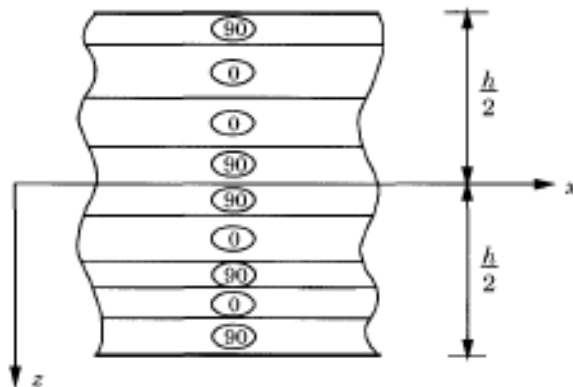


Figura 6 – Laminado Cross-Ply [5].

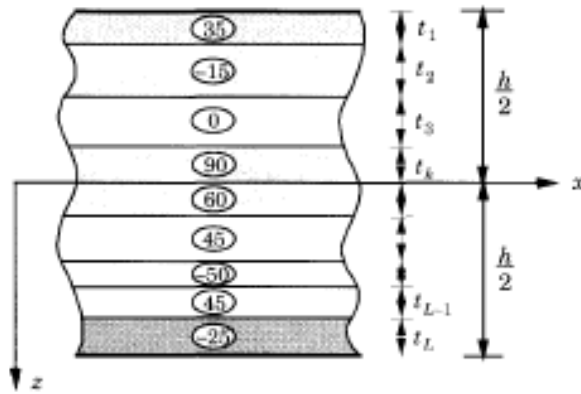


Figura 7 – Laminado Angle-Ply [5].

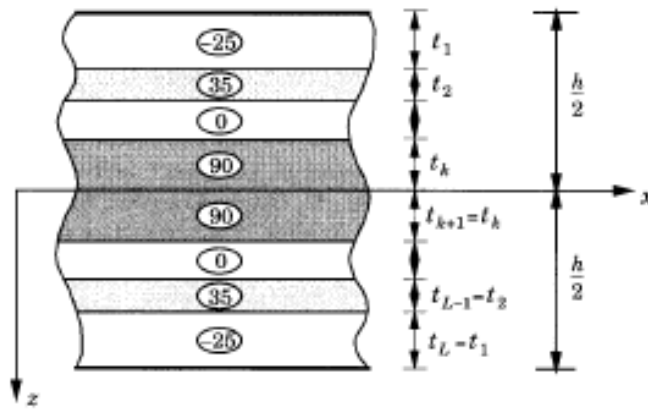


Figura 8 – Laminado Simétrico [5].

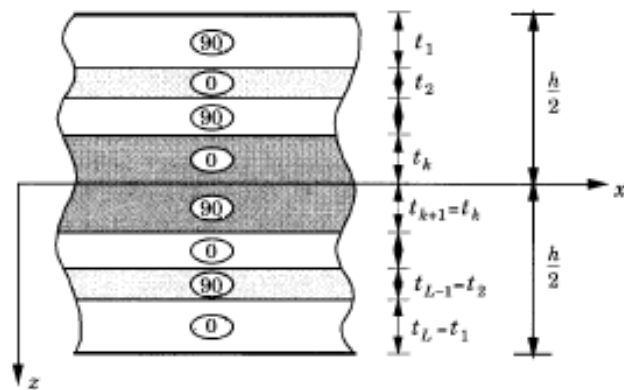


Figura 9 – Laminado anti-simétrico.

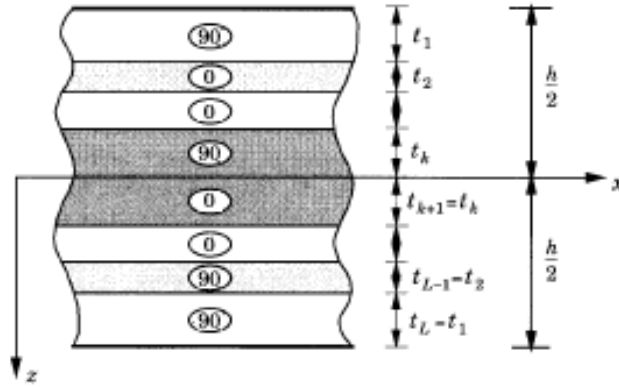


Figura 10 – Laminado Assimétrico.

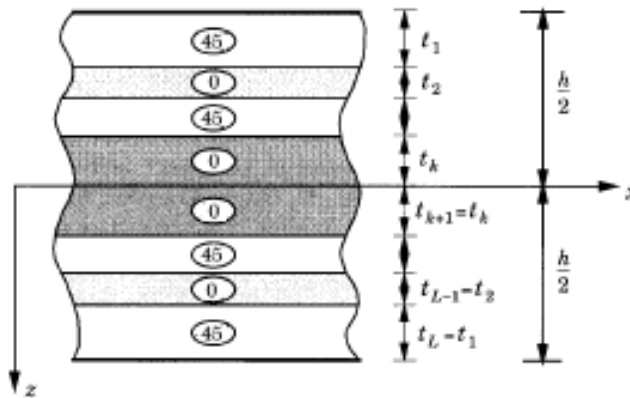


Figura 11 – Laminado Simétrico, não balanceado.

Tendo dois laminados de compósito constituídos por quatro camadas, em que o primeiro laminado tem a seguinte sequência de empilhamento  $[0/90]_s$  e o segundo  $[90/0]_s$ , pode-se verificar que se sujeitos ao mesmo valor de momento flector, o primeiro laminado apresenta uma menor deformação que o segundo pois no primeiro laminado as fibras que resistem ao momento encontram-se mais distantes da linha neutra, resultando assim numa maior rigidez à flexão, e por conseguinte, uma menor deformação. Para uma carga à tracção, a deformação dos dois laminados será idêntica, pois para esta situação cada laminado tem duas lâminas paralelas e outras duas perpendiculares à solitação axial.

## 2.4. Análise de tensões num compósito laminado

### 2.4.1. Análise mecânica de uma lâmina

#### *Micromecânica duma lâmina*

O estudo do comportamento do material compósito, na qual a interacção dos materiais é examinada em detalhe como parte da definição do comportamento do material compósito heterogéneo é denominado **micromecânica** [5].

As questões básicas resumidas da micromecânica estão presentes na figura 12.

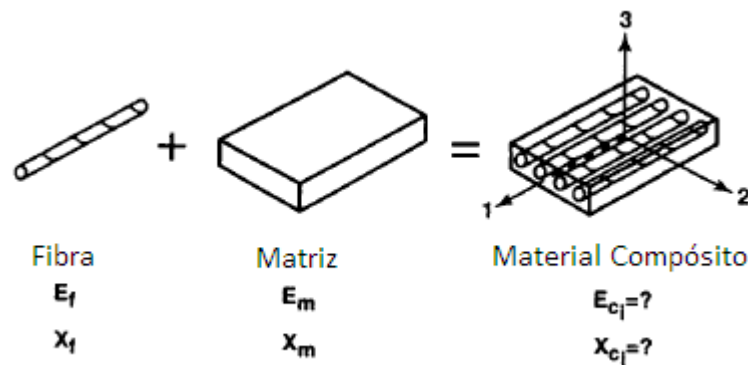


Figura 12 – Questões básicas da micromecânica [5].

Esta análise é utilizada para determinar as constantes de engenharia do material compósito e é baseada nas seguintes hipóteses [6]:

- A união entre as fibras e matriz é perfeita;
- As fibras são paralelas e uniformemente distribuídas na matriz;
- A matriz é livre de vazios ou microfalhas, e está inicialmente num estado de tensão nulo;
- Tanto a matriz como a fibra são isotrópicas e obedecem à Lei de Hooke;
- Os carregamentos são paralelos ou perpendiculares à direcção das fibras.

Os módulos de elasticidade longitudinal e transversal e o coeficiente de *Poisson* nas direcções 1 – 2 da lâmina (Figura 13) são dados por:

$$\begin{aligned} E_1 &= E_f V_f + E_m V_m \\ E_2 &= \frac{E_f E_m}{E_f V_m + E_m V_f} \\ G_{12} &= \frac{G_f G_m}{G_f V_m + G_m V_f} \\ \nu_{12} &= \nu_f V_f + \nu_m V_m \end{aligned} \tag{1}$$

onde:

- $E_f$  ⇒ Módulo de elasticidade longitudinal da fibra;  
 $E_m$  ⇒ Módulo de elasticidade longitudinal da matriz;  
 $\nu_f$  ⇒ Coeficiente de *Poisson* da fibra;  
 $\nu_m$  ⇒ Coeficiente de *Poisson* da matriz;

$V_f$  ⇒ Fracção de volume de fibras;  
 $V_m$  ⇒ Fracção de volume da matriz;  
 $G_f$  ⇒ Módulo de corte da fibra;  
 $G_m$  ⇒ Módulo de corte da matriz

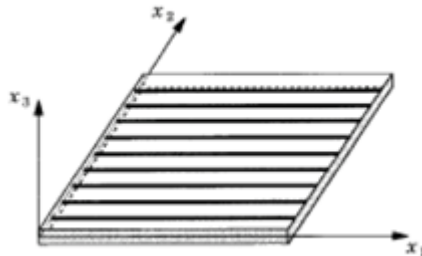


Figura 13 – Uma lâmina unidireccional de compósito, com o sistema de coordenadas  $(x_1, x_2, x_3)$  (com a orientação do do eixo  $x_1$  ao longo da direcção da fibra) (7).

Os módulos de distorção ou de corte são dados por:

$$\begin{aligned}
 G_f &= \frac{E_f}{2(1+\nu_f)} \\
 G_m &= \frac{E_m}{2(1+\nu_m)}
 \end{aligned}
 \tag{2}$$

onde  $G_f$  e  $G_m$  representam o módulo de corte da fibra e da matriz, respectivamente. Também é possível determinar as constantes de engenharia  $E_1, E_2, G_{12}, \nu_{12}$  experimentalmente. A figura 14 mostra um ensaio de tracção simples com extensómetros colocados ortogonalmente entre si, para avaliar tais parâmetros.



Figura 14 – Ensaio da caracterização mecânica de um laminado [6].

### Macromecânica de uma lâmina

O estudo do comportamento do material compósito, no qual o material de cada lâmina é assumido como sendo homogéneo, e os efeitos dos materiais constituintes são detectados apenas como uma média ponderada das propriedades aparentes do material compósito é denominado por **Macromecânica** [5].

A figura 15 mostra as questões básicas da macromecânica.

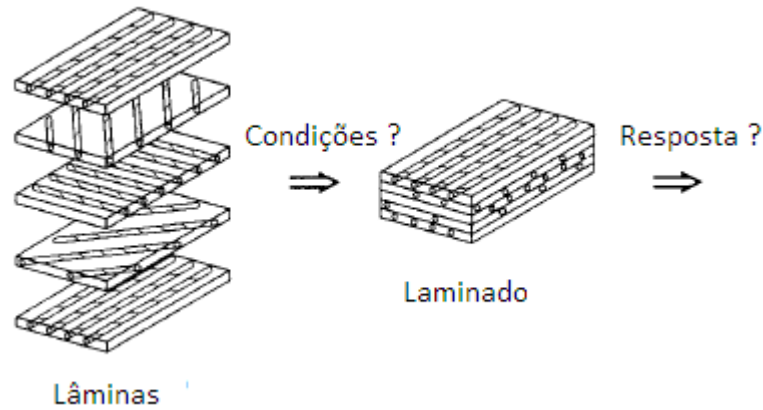


Figura 15 – Questões básicas da Macromecânica [5].

A restrição fundamental da teoria é a suposição de um comportamento linear elástico para os materiais em questão. Portanto, é utilizada a lei de Hooke generalizada para o desenvolvimento da relação *Tensão × Deformação* [6]:

$$\{\sigma\} = [C]\{\varepsilon\} \quad (3)$$

onde  $[C]$  é a matriz constitutiva do material. Para materiais anisotrópicos a relação dada pela equação (3) é expressa por:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{13} \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & C_{14} & C_{15} & C_{16} \\ & C_{22} & C_{23} & C_{24} & C_{25} & C_{26} \\ & & C_{33} & C_{34} & C_{35} & C_{36} \\ & & & C_{44} & C_{45} & C_{46} \\ & & & & C_{55} & C_{56} \\ & & & & & C_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{31} \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} \quad (4)$$

*sim.*

Se existirem dois planos ortogonais de simetria do material, então existe necessariamente simetria relativamente ao terceiro plano, mutuamente ortogonal aos outros dois. Caso isto aconteça, o material é chamado de **material ortotrópico**. A equação (5) mostra a relação existente entre a *Tensão × Deformação* deste tipo de material:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{13} \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ & C_{22} & C_{23} & 0 & 0 & 0 \\ & & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ & & & C_{44} & 0 & 0 \\ & & & & C_{55} & 0 \\ & & & & & C_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{31} \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} \quad (5)$$

*sim.*

Um material ortotrópico possui pelo menos um sistema de coordenadas em cada ponto, no qual as tensões de corte e as tensões normais provocam apenas deformações de corte e deformações normais, na direção do carregamento, visto as propriedades do material serem paralelas às intersecções dos três planos ortogonais de simetria do material. Os coeficientes elásticos de  $C_{ij}$  na equação (5) são relacionadas com as constantes de engenharia  $E_i, G_{ij}, \nu_{ij}$  por:

$$\begin{aligned}
C_{11} &= E_1 \cdot \frac{1 - \nu_{23}\nu_{32}}{\Delta}, & C_{12} &= E_1 \cdot \frac{\nu_{21} - \nu_{31}\nu_{23}}{\Delta} = E_2 \cdot \frac{\nu_{12} - \nu_{32}\nu_{13}}{\Delta} \\
C_{13} &= E_1 \cdot \frac{\nu_{31} - \nu_{21}\nu_{32}}{\Delta} = E_3 \cdot \frac{\nu_{13} - \nu_{12}\nu_{23}}{\Delta}, & C_{22} &= E_2 \cdot \frac{1 - \nu_{13}\nu_{31}}{\Delta} \\
C_{23} &= E_2 \cdot \frac{\nu_{32} - \nu_{12}\nu_{31}}{\Delta} = E_3 \cdot \frac{\nu_{23} - \nu_{21}\nu_{13}}{\Delta}, & C_{33} &= E_3 \cdot \frac{1 - \nu_{12}\nu_{21}}{\Delta} \\
C_{44} &= G_{23} & C_{55} &= G_{13} & C_{66} &= G_{12} \\
\Delta &= 1 - \nu_{12}\nu_{21} - \nu_{23}\nu_{32} - \nu_{31}\nu_{13} - 2\nu_{21}\nu_{32}\nu_{13}
\end{aligned} \tag{6}$$

onde  $E_1, E_2$  e  $E_3$  são os módulos de elasticidade nas direcções principais 1 – 2 – 3;  $G_{12}, G_{23}$  e  $G_{31}$  são os módulos de corte nos planos 1 – 2, 2 – 3 e 3 – 1, respectivamente; e  $\nu_{ij}$  são os coeficientes de *Poisson* obtidos da relação entre a deformação na direcção  $j$  quando um elemento diferencial de volume é carregado apenas na direcção  $i$  ( $\nu_{ij} = -\varepsilon_j/\varepsilon_i$ ), ou seja:

$$\frac{\nu_{ij}}{E_i} = \frac{\nu_{ji}}{E_j}, (i, j = 1, 2, 3) \tag{7}$$

A matriz  $[C]$  é não singular com nove constantes independentes, o que significa que ela é invertível:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{31} \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & S_{13} & S_{14} & S_{15} & S_{16} \\ & S_{22} & S_{23} & S_{24} & S_{25} & S_{26} \\ & & S_{33} & S_{34} & S_{35} & S_{36} \\ & & & S_{44} & S_{45} & S_{46} \\ & & & & S_{55} & S_{56} \\ & & & & & S_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{13} \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} \tag{8}$$

onde  $[S]$  é a matriz de flexibilidade do material. Essa relação fica então simplificada para os materiais ortotrópicos:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{31} \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & S_{13} & 0 & 0 & 0 \\ & S_{22} & S_{23} & 0 & 0 & 0 \\ & & S_{33} & 0 & 0 & 0 \\ & & & S_{44} & 0 & 0 \\ & & & & S_{55} & 0 \\ & & & & & S_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{13} \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} \tag{9}$$

Os coeficientes  $[S_{ij}]$  na equação (9) também podem ser obtidos através das constantes de engenharia  $E_i, G_{ij}$  e  $\nu_{ij}$  por:

$$S_{11} = \frac{1}{E_1}, \quad S_{12} = -\frac{\nu_{21}}{E_2} = -\frac{\nu_{12}}{E_1}, \quad S_{13} = -\frac{\nu_{31}}{E_3} = -\frac{\nu_{13}}{E_1}, \quad S_{22} = \frac{1}{E_2} \tag{10}$$

$$S_{23} = -\frac{\nu_{32}}{E_3} = -\frac{\nu_{23}}{E_2}, \quad S_{33} = \frac{1}{E_3}, \quad S_{44} = \frac{1}{G_{23}}, \quad S_{55} = \frac{1}{G_{31}}, \quad S_{66} = \frac{1}{G_{12}} \quad (11)$$

#### 2.4.2. Relações constitutivas no Estado Plano de Tensões

O estado plano de tensões, ou EPT, é definido como sendo o estado em que cada ponto está sujeito às tensões num único plano, por exemplo quando as dimensões num sólido segundo a direcção  $z$  são bastante pequenas (Figura 16).

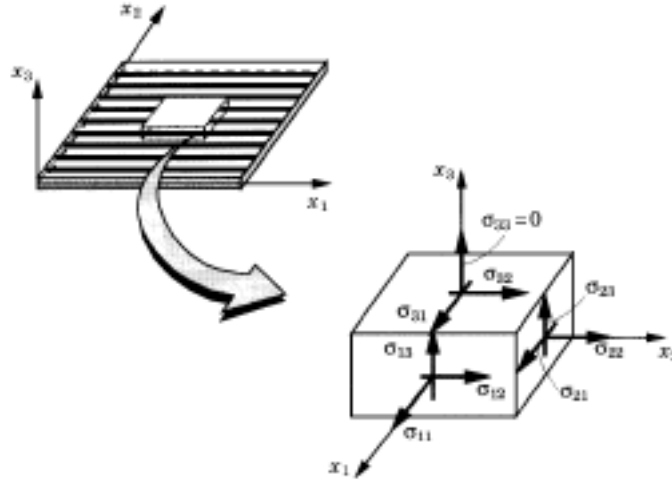


Figura 16 – Lâmina no estado plano de tensões [6].

Para esse problema, as tensões  $\sigma_{11}$ ,  $\sigma_{22}$  e  $\tau_{12}$  são não nulas. Entretanto, as tensões  $\tau_{23}$  e  $\tau_{13}$  são nulas na superfície média enquanto  $\sigma_{33}$  é nula ao longo da espessura. Apesar de  $\sigma_{33} = 0$ , isso não implica a nulidade da deformação  $\epsilon_{33}$ , ou seja, para uma lâmina ortotrópica, tem-se:

$$\epsilon_{33} = S_{13}\sigma_{11} + S_{23}\sigma_{22} \quad (12)$$

Já as condições em que  $\tau_{23} = \tau_{13} = 0$  implicam:

$$\begin{aligned} \gamma_{13} &= 0 \\ \gamma_{23} &= 0 \end{aligned} \quad (13)$$

A relação *deformação x tensão* no estado plano de tensões reduz-se a:

$$\begin{Bmatrix} \epsilon_1 \\ \epsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & 0 \\ S_{12} & S_{22} & 0 \\ 0 & 0 & S_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & -\frac{\nu_{12}}{E_1} & 0 \\ -\frac{\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} \quad (14)$$

Pode obter-se a relação *tensão x deformação* invertendo a equação (14):

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} Q_{11} & Q_{12} & 0 \\ Q_{12} & Q_{22} & 0 \\ 0 & 0 & Q_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} \quad (15)$$

onde  $Q_{ij}$  são os termos da matriz da rigidez reduzida, expressos em função das constantes de engenharia por:

$$\begin{aligned} Q_{11} &= \frac{S_{22}}{S_{11}S_{22} - S_{12}^2} = \frac{E_1}{1 - \nu_{12}\nu_{21}} \\ Q_{12} &= \frac{S_{12}}{S_{11}S_{22} - S_{12}^2} = \frac{\nu_{12}E_2}{1 - \nu_{12}\nu_{21}} \\ Q_{22} &= \frac{S_{11}}{S_{11}S_{22} - S_{12}^2} = \frac{E_2}{1 - \nu_{12}\nu_{21}} \\ Q_{66} &= \frac{1}{S_{66}} = G_{12} \end{aligned} \quad (16)$$

É de realçar que a matriz de rigidez reduzida,  $[Q]$ , apenas envolve quatro constantes independentes do material:  $E_1, E_2, \nu_{12}$  e  $G_{12}$ , dado que se refere a uma situação de tensão plana.

Quando as tensões de corte transversais são consideradas  $\gamma_{13} \neq \gamma_{23} \neq 0$  e a tensão normal transversal é desprezável ( $\sigma_3 = 0$ ), então pode-se adicionar à equação (15) a seguinte relação constitutiva:

$$\begin{Bmatrix} \tau_{23} \\ \tau_{13} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} Q_{44} & 0 \\ 0 & Q_{55} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \gamma_{23} \\ \gamma_{13} \end{Bmatrix} \quad (17)$$

onde  $Q_{44} = C_{44} = G_{23}$  e  $Q_{55} = C_{55} = G_{13}$ .

É mais interessante para a análise trabalhar nas coordenadas globais do problema. Sendo assim, a relação da *Tensão x Deformação* de uma lâmina ortotrópica sob uma situação de tensão plana nas coordenadas globais é:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} Q_{11} & Q_{12} & Q_{16} \\ Q_{12} & Q_{22} & Q_{26} \\ Q_{16} & Q_{26} & Q_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} \quad (18)$$

$$\begin{Bmatrix} \tau_{yz} \\ \tau_{xz} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} Q_{44} & Q_{46} \\ Q_{45} & Q_{55} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \gamma_{yz} \\ \gamma_{xz} \end{Bmatrix} \quad (19)$$

onde os termos  $Q_{ij}$  são dados por:

$$\begin{aligned}
\bar{Q}_{11} &= Q_{11} \cos^4 \theta + 2(Q_{12} + 2Q_{66}) \sin^2 \theta \cos^2 \theta + Q_{22} \sin^4 \theta \\
\bar{Q}_{12} &= (Q_{11} + Q_{22} - 4Q_{66}) \sin^2 \theta \cos^2 \theta + Q_{12} (\sin^4 \theta + \cos^4 \theta) \\
\bar{Q}_{16} &= (Q_{11} - Q_{22} - 2Q_{66}) \sin \theta \cos^3 \theta + (Q_{11} - Q_{22} + 2Q_{66}) \sin^3 \theta \cos \theta \\
\bar{Q}_{22} &= Q_{11} \sin^4 \theta + 2(Q_{12} + 2Q_{66}) \sin^2 \theta \cos^2 \theta + Q_{22} \cos^4 \theta \\
\bar{Q}_{26} &= (Q_{11} - Q_{22} - 2Q_{66}) \sin^3 \theta \cos \theta + (Q_{11} - Q_{22} + 2Q_{66}) \sin \theta \cos^3 \theta \\
\bar{Q}_{66} &= (Q_{11} + Q_{22} - 2Q_{12} - 2Q_{66}) \sin^2 \theta \cos^2 \theta + Q_{66} (\sin^4 \theta + \cos^4 \theta) \\
\bar{Q}_{44} &= Q_{44} \cos^2 \theta + Q_{55} \sin^2 \theta \\
\bar{Q}_{46} &= (Q_{55} - Q_{44}) \cos \theta \sin \theta \\
\bar{Q}_{55} &= Q_{55} \cos^2 \theta + Q_{44} \sin^2 \theta
\end{aligned} \tag{20}$$

A matriz  $[\bar{Q}]$  é denominada de matriz de rigidez reduzida transformada e está no sistema global de coordenadas. A equação (18) define as tensões normais e de corte no plano, enquanto a equação (19) define as tensões de corte transversais.

### Transformação de Coordenadas

As relações constitutivas de um material ortotrópico são escritas em termos das componentes de tensão e deformação, que estão referenciadas num sistema de coordenadas. É então importante referir que os compósitos laminados possuem várias lâminas, e que cada uma delas possui diferentes orientações, devido à orientação das suas fibras. Posto isto, o sistema de coordenadas do material, geralmente não coincide com o sistema de coordenadas do problema. É necessário então estabelecer uma relação que nos permita transformar as tensões e deformações do sistema de coordenadas do problema, em tensões e deformações do sistema de coordenadas do laminado.

Sejam  $x_1 x_2 x_3$  as coordenadas principais do laminado, obtidas pela rotação do plano  $xy$  por um ângulo  $\theta$  em torno do eixo  $z$ , Figura 17, e sendo  $xyz$  as coordenadas do sistema do problema, a transformação de coordenadas de um ponto qualquer de um sistema para outro com  $z = x_3$  é dada por:

$$\begin{Bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \theta & \sin \theta & 0 \\ -\sin \theta & \cos \theta & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x \\ y \\ z \end{Bmatrix} = [A] \begin{Bmatrix} x \\ y \\ z \end{Bmatrix} \tag{21}$$

ou de forma inversa por:

$$\begin{Bmatrix} x \\ y \\ z \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \theta & -\sin \theta & 0 \\ \sin \theta & \cos \theta & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \end{Bmatrix} = [A]^T \begin{Bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \end{Bmatrix} \tag{22}$$

onde  $[A]$  representa a matriz dos cossenos directores. Tal matriz é dita *ortogonal*, isto é,  $[A]^{-1} = [A]^T$

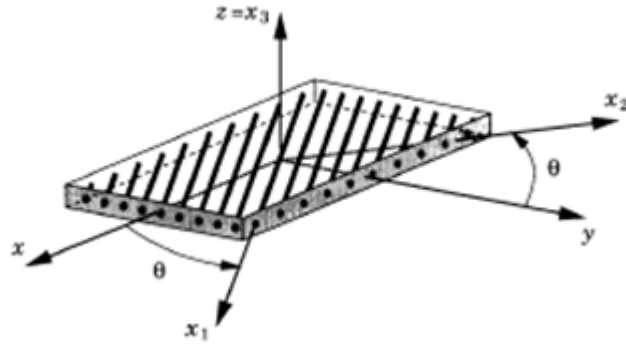


Figura 17 – Transformação de coordenadas [6].

As relações de transformação das equações (21) e (22) são também válidas para os vectores unitários associados aos sistemas de coordenadas. Então:

$$\begin{Bmatrix} \hat{e}_1 \\ \hat{e}_2 \\ \hat{e}_3 \end{Bmatrix} = [A] \begin{Bmatrix} \hat{e}_x \\ \hat{e}_y \\ \hat{e}_z \end{Bmatrix} \quad \text{e} \quad \begin{Bmatrix} \hat{e}_x \\ \hat{e}_y \\ \hat{e}_z \end{Bmatrix} = [A]^T \begin{Bmatrix} \hat{e}_1 \\ \hat{e}_2 \\ \hat{e}_3 \end{Bmatrix} \quad (23)$$

onde  $\{\hat{e}_1 \hat{e}_2 \hat{e}_3\}^T$  é o vector de base ortonormal nas coordenadas do material e  $\{\hat{e}_x \hat{e}_y \hat{e}_z\}^T$  são as componentes do mesmo vector, porém nas coordenadas do problema. Verificando a equação (21), pode-se ver que as componentes da matriz dos cossenos directores são calculados pelo produto interno entre as componentes dos vectores ortonormais de ambos os sistemas de coordenadas.

Considerando que  $[\sigma]$  é o tensor das tensões, e que as suas componentes  $\sigma_{11}, \tau_{12}, \tau_{13}, \dots, \sigma_{33}$  representam o sistema de coordenadas do laminado e que as componentes no sistema do problema são  $\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{zz}, \tau_{xy}, \tau_{xz}, \tau_{yz}$ . Então:

$$[\sigma]_p = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ & \sigma_{yy} & \tau_{yz} \\ sim. & & \sigma_{zz} \end{bmatrix} \quad \text{e} \quad [\sigma]_m = \begin{bmatrix} \sigma_{11} & \tau_{12} & \tau_{13} \\ & \sigma_{22} & \tau_{23} \\ sim. & & \sigma_{33} \end{bmatrix} \quad (24)$$

E ainda, aplicando a equação (21) para relacionar as tensões de um sistema coordenado com o outro obtém-se:

$$[\sigma]_p = [A]^T [\sigma]_m [A] \quad (25)$$

$$[\sigma]_m = [A] [\sigma]_p [A]^T \quad (26)$$

A equação (25) permite transformar as componentes de tensão referentes às coordenadas do laminado em termos das tensões da lâmina, enquanto a equação (26) faz o inverso. Realizando o produto matricial em (25) e (26) e colocando os tensores das tensões em notação vectorial, tem-se:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \\ \tau_{yz} \\ \tau_{xz} \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos^2 \theta & \sin^2 \theta & 0 & 0 & 0 & -\sin 2\theta \\ \sin^2 \theta & \cos^2 \theta & 0 & 0 & 0 & \sin 2\theta \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \cos \theta & \sin \theta & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -\sin \theta & \cos \theta & 0 \\ \sin \theta \cos \theta & -\sin \theta \cos \theta & 0 & 0 & 0 & \cos^2 \theta - \sin^2 \theta \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{13} \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} \quad (27)$$

ou simplificando,

$$\{\sigma\}_p = [T]\{\sigma\}_m \quad (28)$$

A relação inversa da equação (27) é dada por:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{13} \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos^2 \theta & \sin^2 \theta & 0 & 0 & 0 & \sin 2\theta \\ \sin^2 \theta & \cos^2 \theta & 0 & 0 & 0 & -\sin 2\theta \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \cos \theta & -\sin \theta & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \sin \theta & \cos \theta & 0 \\ -\sin \theta \cos \theta & \sin \theta \cos \theta & 0 & 0 & 0 & \cos^2 \theta - \sin^2 \theta \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \\ \tau_{yz} \\ \tau_{xz} \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} \quad (29)$$

ou ainda,

$$\{\sigma\}_m = [R]\{\sigma\}_p \quad (30)$$

Tal como as tensões, as deformações também representam grandezas tensoriais. Por conseguinte, o procedimento para a transformação de coordenadas é análogo ao que foi feito para determinar as tensões, então tem-se:

$$[\varepsilon]_p = [A]^T [\varepsilon]_m [A] \quad (31)$$

$$[\varepsilon]_m = [A][\varepsilon]_p [A]^T \quad (32)$$

onde  $[\varepsilon]$  se refere ao tensor das deformações. Com isso, as deformações no sistema global de coordenadas ( $\varepsilon_{xx}, \varepsilon_{yy}, \varepsilon_{zz}, \gamma_{xy}, \gamma_{xz}, \gamma_{yz}$ ) obtêm-se:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{zz} \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{xz} \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos^2 \theta & \sin^2 \theta & 0 & 0 & 0 & -\sin 2\theta \\ \sin^2 \theta & \cos^2 \theta & 0 & 0 & 0 & \sin 2\theta \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \cos \theta & \sin \theta & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -\sin \theta & \cos \theta & 0 \\ -\sin \theta \cos \theta & \sin \theta \cos \theta & 0 & 0 & 0 & \cos^2 \theta - \sin^2 \theta \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} \quad (33)$$

e, finalmente, a relação inversa:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos^2 \theta & \sin^2 \theta & 0 & 0 & 0 & \sin 2\theta \\ \sin^2 \theta & \cos^2 \theta & 0 & 0 & 0 & -\sin 2\theta \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \cos \theta & -\sin \theta & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \sin \theta & \cos \theta & 0 \\ -\sin \theta \cos \theta & \sin \theta \cos \theta & 0 & 0 & 0 & \cos^2 \theta - \sin^2 \theta \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{zz} \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{xz} \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} \quad (34)$$

### 2.4.3. Teoria de Primeira Ordem de Mindlin (*FSDT – First Order Shear Deformation Theory*)

A teoria de Reissner-Mindlin também conhecida por teoria de deformação de corte de primeira ordem, surge devido ao facto de existirem placas que não podem ser consideradas finas e por conseguinte os efeitos das tensões de corte transversal não podem ser desprezadas. Para este tipo de placas as hipóteses de Kirchhoff ou a teoria clássica dos laminados válidas até então para as placas finas, deixam de ser admissíveis.

As hipóteses válidas para estas placas consideradas espessas ou moderadamente espessas de Reissner-Mindlin, utilizadas para efeitos de representação no campo de deslocamentos e das tensões em placas com isotropia total, submetidas a acções normais ao plano médio são:

- i. A superfície média é plana e indeformável ou seja as deformações no plano  $Ox_1x_2$  são nulas:  

$$\varepsilon_{11} = \varepsilon_{22} = \varepsilon_{12} = 0 \text{ para } x_3 = 0$$
- ii. Os pontos pertencentes à normal ao plano médio da placa antes da deformação permanecem numa direcção linear, mas não necessariamente na normal à superfície média flectida, como se observa na Figura 18.
- iii. A tensão na direcção normal ao plano médio,  $\sigma_{33}$  é desprezável quando comparada com as tensões  $\sigma_{11}$  e  $\sigma_{22}$  pelo que se considera:

$$\varepsilon_{33} \cong 0$$

O campo de deslocamento, referente à teoria de primeira ordem para uma placa, pode ser descrito como (figura 18):

$$\begin{aligned} u(x, y, z, t) &= u_0(x, y, t) + z\phi_x(x, y, t) \\ v(x, y, z, t) &= v_0(x, y, t) + z\phi_y(x, y, t) \\ w(x, y, z, t) &= w_0(x, y, t) \end{aligned} \quad (35)$$

onde  $u_0, v_0, w_0, \phi_x, \phi_y$  são os deslocamentos generalizados. Em que  $u_0, v_0, w_0$  são deslocamentos de um ponto qualquer na superfície de referência, ou seja, no plano  $z = 0$ , e  $\phi_x, \phi_y$  representam as rotações em torno dos eixos  $y$  e  $x$ , respectivamente. A figura 18 mostra uma dessas rotações em torno de  $y$  em relação à configuração indeformada no plano  $x_0$ .

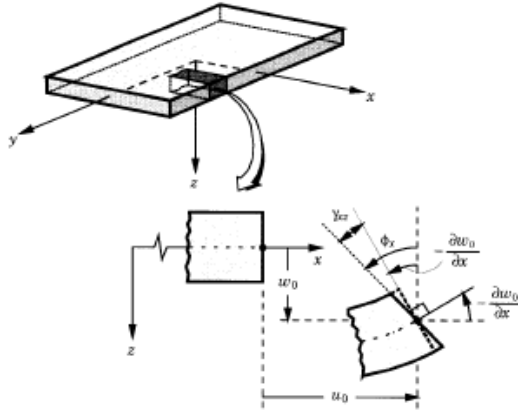


Figura 18 – Configurações indeformadas e deformadas da placa, segundo teoria de primeira ordem [6].

Assumindo que o material trabalha em regime linear elástico, tem-se:

$$\begin{aligned}
 \varepsilon_{xx} &= \frac{\partial u}{\partial x} = \frac{\partial u_0}{\partial x} + z \frac{\partial \phi_x}{\partial x} \\
 \varepsilon_{yy} &= \frac{\partial v}{\partial y} = \frac{\partial v_0}{\partial y} + z \frac{\partial \phi_y}{\partial y} \\
 \gamma_{xy} &= \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} = \frac{\partial u_0}{\partial y} + \frac{\partial v_0}{\partial x} + z \left( \frac{\partial \phi_x}{\partial y} + \frac{\partial \phi_y}{\partial x} \right) \\
 \gamma_{xz} &= \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} = \phi_x + \frac{\partial w_0}{\partial x} \\
 \gamma_{yz} &= \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} = \phi_y + \frac{\partial w_0}{\partial y}
 \end{aligned} \tag{36}$$

ou, vectorialmente:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{xz} \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \varepsilon_{xx}^{(o)} \\ \varepsilon_{yy}^{(o)} \\ \gamma_{yz}^{(o)} \\ \gamma_{xz}^{(o)} \\ \gamma_{xy}^{(o)} \end{Bmatrix} + z \begin{Bmatrix} \varepsilon_{xx}^{(1)} \\ \varepsilon_{yy}^{(1)} \\ \gamma_{yz}^{(1)} \\ \gamma_{xz}^{(1)} \\ \gamma_{xy}^{(1)} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \frac{\partial u_0}{\partial x} \\ \frac{\partial v_0}{\partial y} \\ \phi_y + \frac{\partial w_0}{\partial y} \\ \phi_x + \frac{\partial w_0}{\partial x} \\ \frac{\partial u_0}{\partial y} + \frac{\partial v_0}{\partial x} \end{Bmatrix} + z \begin{Bmatrix} \frac{\partial \phi_x}{\partial x} \\ \frac{\partial \phi_y}{\partial y} \\ 0 \\ 0 \\ \frac{\partial \phi_x}{\partial y} + \frac{\partial \phi_y}{\partial x} \end{Bmatrix} \tag{37}$$

onde o primeiro vector contém as deformações de membrana e o segundo as curvaturas.

Aplicando o conceito das resultantes de tensão, isto é, integrando as tensões de corte em termos da espessura do laminado, tem-se:

$$\begin{Bmatrix} Q_x \\ Q_y \end{Bmatrix} = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \begin{Bmatrix} \tau_{xz} \\ \tau_{yz} \end{Bmatrix} dz \quad (38)$$

onde  $\{Q_x\}$  e  $\{Q_y\}$  são chamadas de resultantes das forças de corte transversais.

É importante observar na equação (37) que as deformações  $\varepsilon_x, \varepsilon_y, \gamma_{xy}$  são lineares ao longo da espessura do laminado, enquanto  $\gamma_{xz}, \gamma_{yz}$  são constantes. Posto isto, as tensões correspondentes ( $\tau_{xz}, \tau_{yz}$ ) também serão constantes. Entretanto, sabe-se pela teoria da elasticidade que a tensão de corte ao longo da espessura varia parabolicamente. Assim sendo, a teoria de primeira ordem não consegue representar esta característica. Essa incoerência entre a teoria e o modelo numérico é solucionada por meio da utilização de factores de correcção para a tensão de corte na equação (38), de tal forma que:

$$\begin{Bmatrix} Q_x \\ Q_y \end{Bmatrix} = k_s \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \begin{Bmatrix} \tau_{xz} \\ \tau_{yz} \end{Bmatrix} dz \quad (39)$$

onde  $k_s$  é chamado de factor de corte.

O valor de  $k_s = 5/6$  é bastante usado, contudo é preciso entender que são muitos os factores que devem ser considerados e que influenciam a análise desta constante nos compósitos laminados. Por exemplo a sequência de empilhamento, a geometria do laminado, o tipo de carregamento e os ângulos das fibras são tudo factores que devem ser tidos em consideração.

As equações constitutivas para a teoria de primeira ordem são obtidas usando as equações constitutivas (equação (18)). A relação *Tensão x Deformação* da k-ésima lâmina será:

$$\begin{Bmatrix} \tau_{yz} \\ \tau_{xz} \end{Bmatrix}^{(k)} = \begin{bmatrix} \bar{Q}_{44} & \bar{Q}_{45} \\ \bar{Q}_{45} & \bar{Q}_{55} \end{bmatrix}^{(k)} \begin{Bmatrix} \gamma_{yz}^{(0)} \\ \gamma_{xz}^{(0)} \end{Bmatrix} \quad (40)$$

Lembrando que os coeficientes de  $\bar{Q}_{ij}$  foram apontados pela equação (19), substituindo a equação (19) na equação (40) e resolvendo a integral e o somatório, tem-se que:

$$\begin{Bmatrix} Q_y \\ Q_x \end{Bmatrix} = K \begin{bmatrix} A_{44} & A_{45} \\ A_{45} & A_{55} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \gamma_{yz}^{(0)} \\ \gamma_{xz}^{(0)} \end{Bmatrix} \quad (41)$$

onde os coeficientes de rigidez de corte  $[A_{ij}]$  são definidos, fazendo  $(i, j = 4, 5)$ , por:

$$\begin{aligned} A_{ij} &= \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \bar{Q}_{ij}^{(k)} dz \\ &= \sum_{k=1}^N \int_{z_k}^{z_{k+1}} \bar{Q}_{ij}^{(k)} dz \\ &= \sum_{k=1}^N \bar{Q}_{ij}^{(k)} (z_{k+1} - z_k) \end{aligned} \quad (42)$$

Relacionando as resultantes de tensão para a teoria de primeira ordem com os deslocamentos generalizados, tem-se globalmente:

- Forças:

$$\begin{Bmatrix} N_{xx} \\ N_{yy} \\ N_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{16} \\ A_{12} & A_{22} & A_{26} \\ A_{16} & A_{26} & A_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \frac{\partial u_0}{\partial x} \\ \frac{\partial v_0}{\partial y} \\ \frac{\partial u_0}{\partial y} + \frac{\partial v_0}{\partial x} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} B_{11} & B_{12} & B_{16} \\ B_{12} & B_{22} & B_{26} \\ B_{16} & B_{26} & B_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \frac{\partial \phi_x}{\partial x} \\ \frac{\partial \phi_y}{\partial y} \\ \frac{\partial \phi_x}{\partial y} + \frac{\partial \phi_y}{\partial x} \end{Bmatrix} \quad (43)$$

- Momentos:

$$\begin{Bmatrix} M_{xx} \\ M_{yy} \\ M_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} B_{11} & B_{12} & B_{16} \\ B_{12} & B_{22} & B_{26} \\ B_{16} & B_{26} & B_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \frac{\partial u_0}{\partial x} \\ \frac{\partial v_0}{\partial y} \\ \frac{\partial u_0}{\partial y} + \frac{\partial v_0}{\partial x} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} D_{11} & D_{12} & D_{16} \\ D_{12} & D_{22} & D_{26} \\ D_{16} & D_{26} & D_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \frac{\partial \phi_x}{\partial x} \\ \frac{\partial \phi_y}{\partial y} \\ \frac{\partial \phi_x}{\partial y} + \frac{\partial \phi_y}{\partial x} \end{Bmatrix} \quad (44)$$

- Esforços Transversos:

$$\begin{Bmatrix} Q_y \\ Q_x \end{Bmatrix} = K \begin{bmatrix} A_{44} & A_{45} \\ A_{45} & A_{55} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \phi_y + \frac{\partial w_0}{\partial y} \\ \phi_x + \frac{\partial w_0}{\partial x} \end{Bmatrix} \quad (45)$$

## 2.5. Vantagens e desvantagens dos compósitos

São várias as vantagens que os materiais compósitos possuem sobre os outros materiais. Em termos genéricos podem apontar-se o baixo peso, a capacidade de adaptar o seu empilhamento de modo a otimizar a sua resistência e a rigidez, e o facto de possuírem uma melhor resistência à fadiga e, à corrosão [2] (figura 19). Com boas práticas de projecto, podem ainda ter um reduzido custo de montagem devido ao reduzido número de peças detalhadas e de fixadores necessários.

Todas estas características combinadas permitem que os materiais compósitos proporcionem uma maior economia de peso, o que resulta num melhor desempenho, numa melhor utilização de maiores carregamentos e numa maior poupança de combustível (no caso, por exemplo, da indústria de transportes aeronáuticos, aeroespacial, automóvel, marítimo, etc).

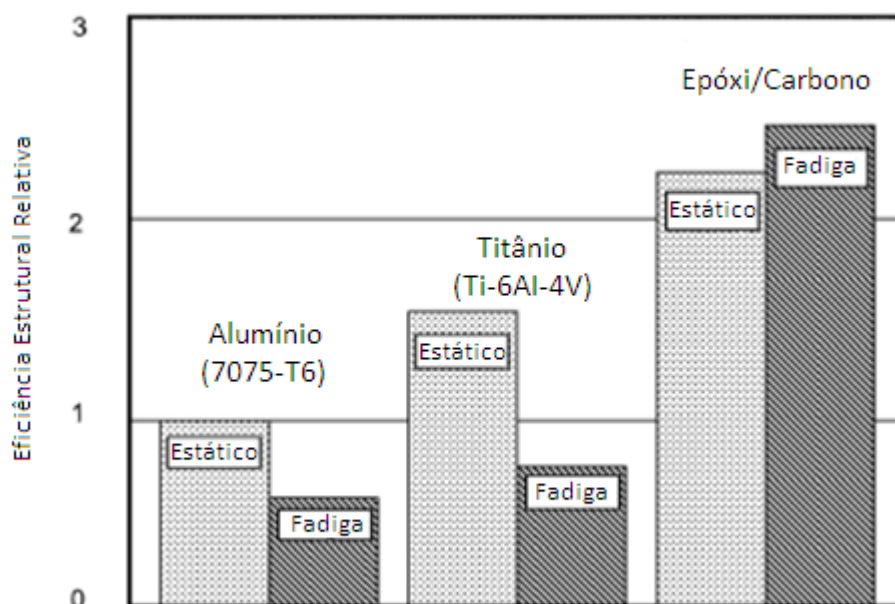


Figura 19 – Comparação da eficiência estrutural relativa [2].

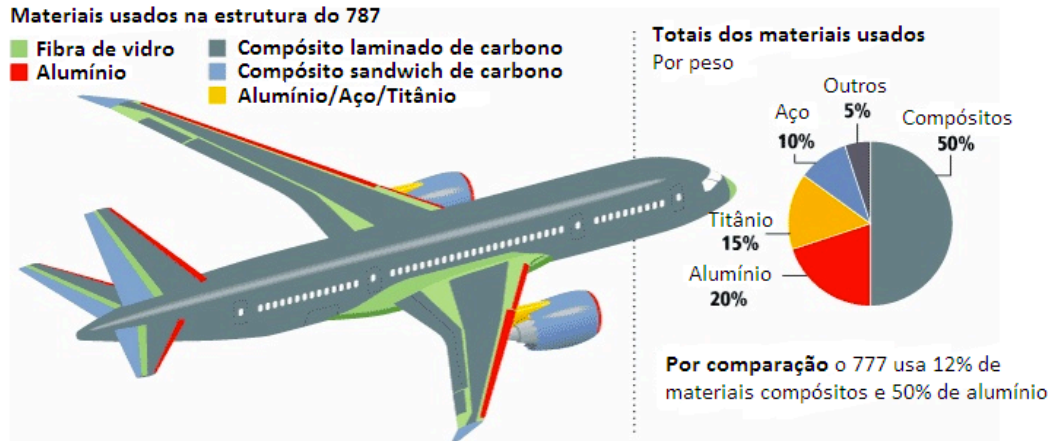
Relativamente às ligas de alumínio (ligas de peso reduzido), tem-se, no entanto, problemas de corrosão, o que se traduz num problema de constante manutenção e, conseqüentemente, num elevado custo. Assim sendo, a resistência à corrosão por parte dos materiais compósitos pode resultar numa grande poupança nos custos de manutenção. De notar que, apesar dos compósitos de fibra de carbono poderem causar corrosão galvânica das ligas de alumínio se as fibras estiverem em contacto directo com o metal, este problema é ultrapassado ao colocar-se uma camada de isolamento eléctrico de tecido de vidro em todas as interfaces de contacto entre os materiais compósitos e as ligas de alumínio.

Podendo o custo de montagem de uma estrutura ser responsável por 50% do custo total desta, o uso de materiais compósitos permite reduzir a quantidade de trabalho de montagem e o número de elementos de fixação necessários – partes separadas podem ser combinadas num único conjunto curado durante a cura inicial ou por uma colagem adesiva secundária – oferecendo a oportunidade de reduzir significativamente este custo.

## 2.6. Aplicações

São inúmeras as aplicações dos materiais compósitos, nomeadamente indústria aeroespacial, indústria automóvel, transportes e artigos desportivos. Em geral, os compósitos contínuos mais caros de alta performance são usados onde é requerida uma alta resistência e rigidez, aliado ao baixo peso, enquanto os compósitos de custo mais baixo como a fibra de vidro são usados em aplicações menos exigentes, onde o peso não é um parâmetro tão crítico. No exemplo das aeronaves militares, onde o baixo peso é bastante importante para o desempenho da aeronave e para razões de carga, os materiais compósitos usados aproximam-se muitas vezes a 20% - 40% do peso da estrutura. Os helicópteros também têm incorporados pás do rotor de fibra de vidro reforçadas, para uma melhor resistência à fadiga e, nos últimos anos as fuselagens dos helicópteros têm sido também construídas usando, em grande parte, compósitos de fibra de carbono.

Depois das aplicações para as aeronaves militares terem sido as primeiras a usar compósitos de fibras de carbono de alta desempenho e impulsionado o desenvolvimento de grande parte da tecnologia a ser usada por outras indústrias, pequenas e grandes aeronaves comerciais já dependem de compósitos para diminuir o peso e aumentar a performance de combustível. Um exemplo notável é a estrutura de 50% de compósito do novo Boeing 787 Dreamliner (Figura 20). Assim como a Boeing, também a Airbus já possui um projecto deste tipo (Airbus A350WB). Com o evoluir dos processos de fabrico de peças em compósito e com a possibilidade destes materiais serem mais viáveis (mais acessíveis economicamente), é natural que no futuro mais empresas usem projectos como estes.



**Figura 20 – Materiais Compósitos usados no Boeing 787 [7].**

O novo Boeing 787 é previsto ter uma poupança de combustível na ordem dos 20% [8].

A utilização dos materiais compósitos na indústria automóvel é mais recente do que na aeronáutica. Inicialmente eram produzidos somente os pára-choques e os tectos dos automóveis. Hoje os materiais compósitos são usados para fabricar os capôs, carters de óleo e colunas de direcção por exemplo.

Nos carros de fórmula 1 (figura 21), os materiais compósitos começaram por ser usados por poucas equipas e, ao fim de poucas corridas, estas foram copiadas pelas restantes. Os carros de fórmula 1 costumavam ser fabricados usando os mesmos materiais dos carros normais, nomeadamente o aço, o alumínio e outros metais, mas no início dos anos 80, a fórmula 1 começou uma revolução que ainda dura nos dias de hoje: o uso de compósitos de fibra de carbono na construção dos chassis. Hoje, a maioria dos chassis dos carros de corrida – habitáculo, suspensão, asas e capa do motor – são construídos usando as fibras de carbono, pois num desporto altamente competitivo, em que qualquer perda de peso e poupança de combustível é essencial, ter materiais que são super leves, super fortes, super rígidos e podem ser modelados facilmente em qualquer tipo de geometria, tornou-se uma grande vantagem. Para não falar nas questões de segurança, visto que o piloto se encontra melhor protegido num chassi de fibra de carbono do que nos materiais usados anteriormente.



**Figura 21 – Carro de fórmula 1, feito de materiais compósitos [9].**

Os materiais compósitos poliméricos têm sido utilizados também no fabrico de componentes desportivos como os tacos de baseball, tacos de hóquei, e esquis (Figura 22) para uso em neve, ou em desportos aquáticos e até mesmo bicicletas.

Outra área que é beneficiada pelas propriedades de resistência mecânica e menor peso dos compósitos estruturais é a construção de plataformas *offshore* e de equipamentos para extração de petróleo em alto mar. Têm também sido usados nas turbinas eólicas para melhorar a eficiência de geração de energia e reduzir os problemas de corrosão.



**Figura 22 – Esqui feito de material compósito [10].**



### 3. Pesquisa Bibliográfica

#### 3.1. Análise Analítica, Numérica e Experimental

É muitas vezes expectável que as juntas coladas suportem carregamentos estáticos ou cíclicos por períodos de tempo consideráveis, sem qualquer efeito prejudicial sobre a capacidade de carga da estrutura. Devido à falta de modelos de materiais e critérios de falha adequados, actualmente as juntas unidas adesivamente ainda são sobredimensionadas. Como exemplo tem-se o critério de falha da primeira lâmina, em que se considera que após se dar a falha da primeira lâmina, o laminado falha. Mas como se sabe isso não é verdade, pois após a falha da primeira lâmina, o compósito ainda consegue resistir a determinados carregamentos. Também o facto de não existir ainda um método não destrutivo para defeitos nas juntas coladas origina esse sobredimensionamento. Então, considerações de segurança exigem muitas vezes que as estruturas adesivas – principalmente nas estruturas primárias – incluam, como medida de segurança adicional, fixadores mecânicos (rebites, por exemplo). Pode-se constatar que o desenvolvimento de novos métodos para prever o comportamento destas juntas de compósitos, irá resultar num uso destas juntas coladas de compósito mais eficiente, o que fará com que a economia de peso seja ainda maior. Com o objectivo de se desenvolverem juntas para estruturas de engenharia, é necessário então ser capaz de analisá-las: (1) determinar as tensões e deformações sob uma determinada carga e (2) prever os pontos críticos da junta, ou seja, onde é provável que se inicie o dano, estudando ainda a sua propagação.

Pode-se encontrar estudos anteriores sobre juntas coladas, a partir da revisão de documentos realizados por Kutscha [11], Kutscha e Hofer [12], Matthews, et al. [13], Vinson [14] e M.D. Banea e L.F.M. Silva [15] e Lucas F.M. da Silva et al. [16-19], Phil Yarrington et al. [20], Xiacong He [21], Adams e Crocombe [22].

#### Estudos sobre Modelos Analíticos

De acordo com a pesquisa efectuada, a primeira análise realizada relativamente ao estudo de uma junta colada adesiva foi feita em 1938 por Volkersen [23] que usou um modelo de desfasamento de corte, no qual assumiu que a camada adesiva apenas sofria deformação de corte e os aderentes (componentes unidos pela camada adesiva) apenas sofriam deformação longitudinal. A tensão de tracção no aderente superior é máxima em A e diminui até zero no ponto B - extremidade livre (Figura 23). Então a deformação tem de se reduzir progressivamente de A para B. A redução da deformação nos aderentes ao longo da sobreposição e a continuidade da interface adesivo/aderente causa uma distribuição não uniforme da deformação (e tensão) de corte na camada do adesivo. Um grande inconveniente da teoria de Volkersen deve-se ao facto de esta não ter em consideração a excentricidade do carregamento (Figura 24), que é causada pela geometria não simétrica da junta colada adesivamente sobreposta simples. Esta excentricidade introduz momentos flectores nos aderentes que, por sua vez, conduzem ao aparecimento de deformações de flexão nos aderentes (Figura 25).

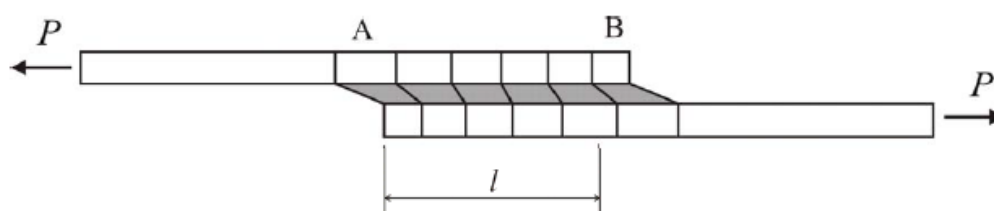


Figura 23 - Modelo de Volkersen [19].

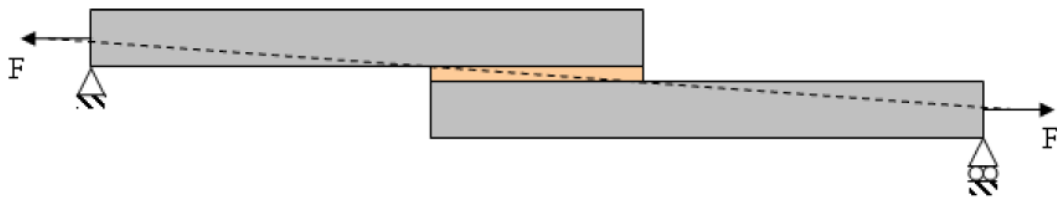


Figura 24 – Excentricidade do carregamento numa junta sobreposta simples.



Figura 25 – Tensão de arrancamento devido à excentricidade do carregamento numa junta sobreposta simples [22].

Estes efeitos causados pelos momentos flectores foram tidos em consideração por Goland e Reissner [24] que introduziram uma equação que relaciona o momento flector do aderente no final da zona de sobreposição com a carga no plano. De notar que esta abordagem básica de Goland e Reissner foi baseada na teoria das vigas, que trata a zona da sobreposição como uma viga do dobro da espessura do aderente (Figura 26).

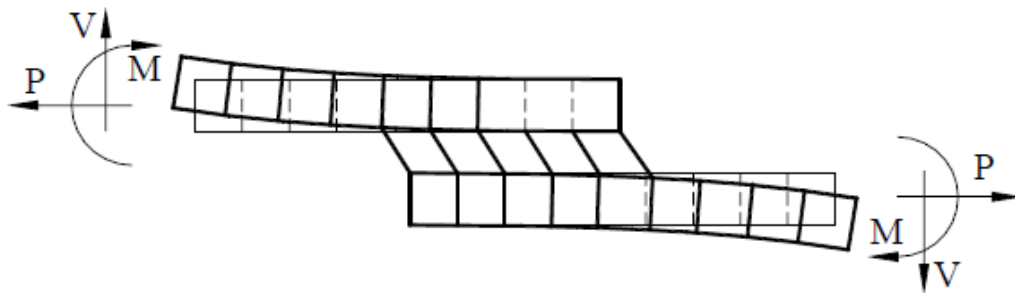


Figura 26 – Modelo de Goland e Reissner [19].

Estas duas análises não tinham em consideração as variações das tensões do adesivo ao longo da espessura, especialmente na interface aderente/adesivo. Estas variações são importantes quando ocorre a falha perto destas interfaces. Os autores também defendiam que o pico da tensão de corte ocorria nas extremidades da zona da sobreposição, o que viola o conceito de condição livre de tensão, presente na Figura 27.

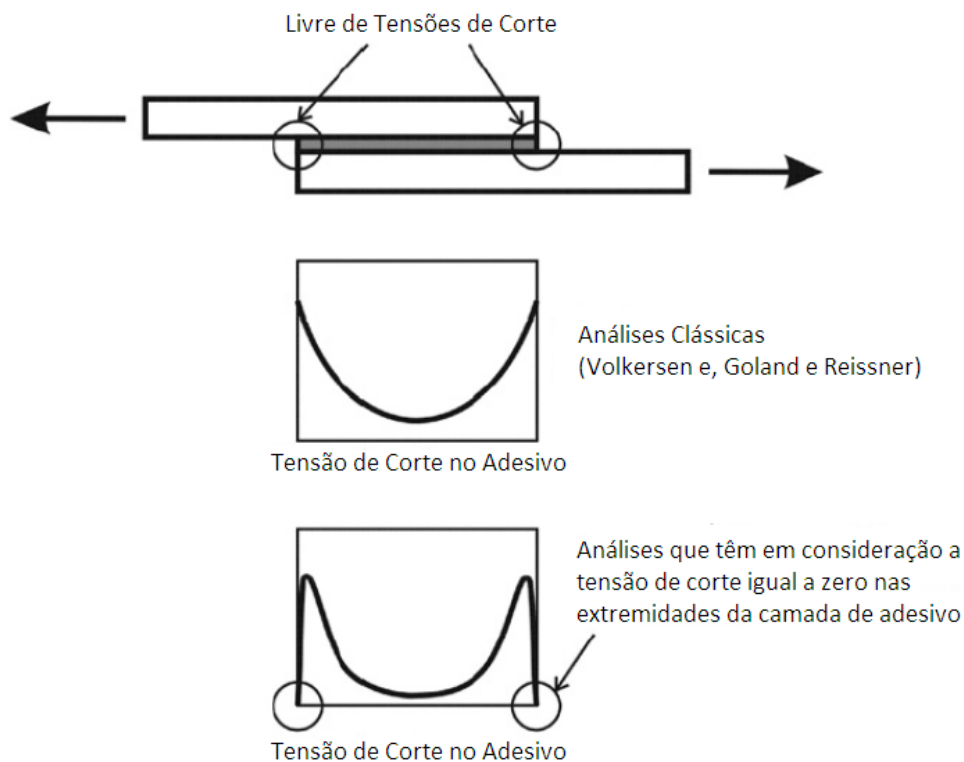


Figura 27 - Conceito de Condição Livre de Tensão [19].

Hart-Smith [25-27] publicou uma série de artigos sobre juntas unidas adesivamente com sobreposição simples, dupla, em rampa ou em escada, envolvendo um modelo mecânico contínuo nos quais o adesivo é modelado como sendo elástico, elasto-plástico ou bielástico, e os aderentes como isotrópicos e anisotrópicos.

Hart-Smith utilizou nos seus estudos a teoria clássica das placas, não tendo de igual modo em consideração os efeitos da deformação de corte transversal, que é bastante importante quando a razão entre a largura e a espessura ou o módulo de corte transversal são pequenos [28], assim como os efeitos das extremidades que foram desprezados e as tensões no adesivo que foram assumidas como sendo constantes.

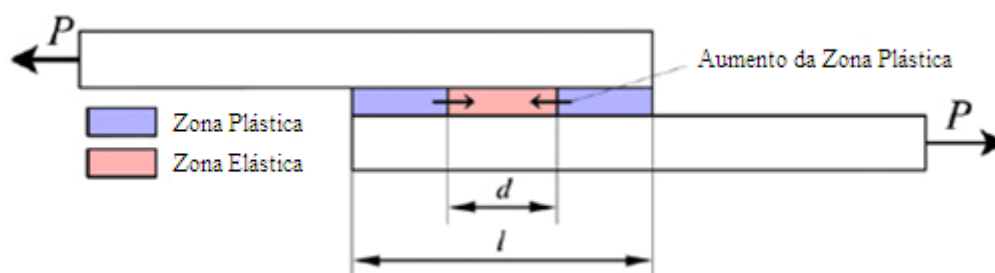


Figura 28 – Critério usado por Hart-Smith [29].

Yang e Pang [30, 31] baseando-se na teoria da placa laminada anisotrópica, derivaram modelos analíticos para juntas coladas adesivas por sobreposição simples sob flexão cilíndrica e sob um carregamento de tração. Esta abordagem relaciona tanto a assimetria dos aderentes laminados, como também os efeitos devidos à deformação de corte transversal.

Oplinger [32] tentou solucionar as deficiências do modelo de Goland e Reissner usado para descrever as deformações de flexão da parte central da junta, usando para isso uma teoria clássica de vigas homogêneas sem deformações de corte ou deformações normais à espessura. Oplinger usou um modelo mais realista onde as deformações da camada do adesivo são permitidas para desacoplar as

duas metades da junta na análise de deformação de flexão. O autor verificou que muitas das previsões de Goland e Reissner são recuperadas para grandes razões entre a espessura do adesivo e do aderente.

G.P. Zou et al. [33] apresentaram soluções analíticas para juntas unidas adesivamente balanceadas de compósito e metal. Para estas soluções usou-se a teoria clássica das placas laminadas e o modelo constitutivo da interface do adesivo. Essas soluções dizem respeito à tensão de corte e à tensão de arrancamento no adesivo, para diferentes configurações de juntas. Estas soluções foram comparadas com o MEF e apresentaram uma boa concordância de valores. Para a junta sobreposta simples, os resultados para a tensão de arrancamento apresentaram uma diferença de valores no máximo de 3.16%, enquanto para a tensão de corte o erro máximo nesta junta foi de 16.33%.

Mortensen e Thomson [34] analisaram os diferentes tipos de juntas, como a junta colada adesiva sobreposta simples, sobreposta dupla, sobreposta em rampa e sobreposta em escada, modelando os aderentes como vigas ou placas largas em curvatura cilíndrica, e são considerados geralmente laminados ortotrópicos, utilizando a teoria clássica das placas. Os aderentes assimétricos e desequilibrados podem ser incluídos nessas análises. O adesivo foi modelado de duas maneiras: a primeira abordagem assume o adesivo como sendo linear elástico e a segunda tem em consideração a inelasticidade de vários adesivos. A análise foi validada com uso de elementos finitos e de uma teoria de ordem superior.

Lou e Tong [35] apresentaram soluções para previsão com exactidão dos momentos nas extremidades e das tensões no adesivo para uma junta sobreposta simples isotrópica. Este estudo foi baseado no uso da teoria de vigas de Euler-Bernoulli.

Tsai et al. [36] propuseram soluções teóricas melhoradas para juntas simples e duplas coladas adesivamente. As soluções das teorias clássicas de Volkersen/ de Bruyne's para juntas duplas e de Volkersen's, Goland e Reissner para juntas simples, que negligenciam a deformação de corte no aderente, foram usadas como base para as análises efectuadas. Assumiu-se que a distribuição das tensões de corte através da espessura dos aderentes é linear. Estas soluções melhoradas são comparadas com as soluções originais e com resultados experimentais e numéricos. Os autores mostraram que estas novas soluções fornecem uma melhor previsão para as distribuições das tensões de corte no adesivo e os seus valores máximos, particularmente no caso dos aderentes serem de compósito.

### **Estudos baseados em Modelos de Elementos Finitos**

A análise das juntas adesivas pode ser altamente complexa, se forem usados aderentes compósitos, se o adesivo deformar plasticamente ou se existir um filete no adesivo. Nestes casos os estudos analíticos podem revelar uma alta complexidade, sendo os métodos numéricos mais adequados.

Charalambides, et al. [37, 38] estudaram experimental e numericamente, usando um modelo elásto-plástico, as reparações utilizando uniões adesivas sob carregamentos estáticos e carregamentos de fadiga. Bogdanovich e Kizhakkethara [39] realizaram, para uma junta colada sobreposta simples de aderentes compósitos, um estudo numérico a fim de averiguar o efeito de um filete nas tensões de corte e de arrancamento na camada adesiva. Foi usada uma sub-modelação, usando elementos finitos contínuos no plano de tensões bidimensional. Foi concluído pelos autores, que o filete diminui significativamente o valor do pico das tensões de corte e de arrancamento perto do filete. Tsai e Morton [40] apresentaram um estudo semelhante, validando a análise numérica com a análise experimental. As deformações de corte perto do filete foram obtidas usando o método de Moiré. Concluíram que um filete reduz as deformações de corte e o pico das tensões de corte e de arrancamento perto do filete, o que aumenta a resistência da junta. Rispler et al. [41] usaram um método numérico de optimização interactivo para determinar a melhor geometria do filete. A solução óptima obtida pelos autores foi de um filete plano com um ângulo de 45°. Para esta geometria foram obtidos uns decréscimos de 40% e 50% nos valores de pico da tensão de arrancamento no aderente e no adesivo, respectivamente. Hu e Soutis [42] apresentaram uma análise de uma junta colada sobreposta dupla sob uma carga de compressão, concluindo que as tensões localizadas actuam nas extremidades da zona de sobreposição. Os resultados mostraram que o valor de pico das deformações de corte podem ser significativamente reduzido aumentando a espessura do adesivo nas extremidades do remendo. Então, uma junta com os remendos com esta rampa foi hipoteticamente considerada para reduzir as concentrações de tensões na camada do adesivo e, por conseguinte, para aumentar a resistência da junta. Os autores não realizaram análises experimentais para comprovar este facto. O declive da rampa do aderente óptimo considerado neste trabalho foi de 1/10 (Figura 29).

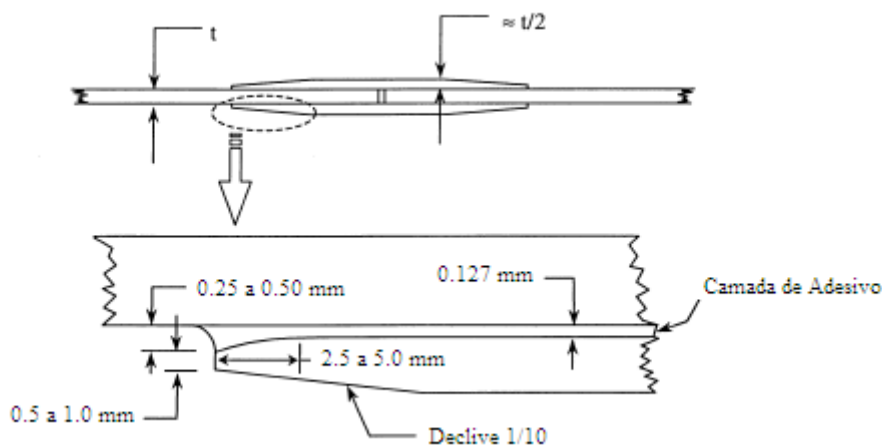


Figura 29 – Estudo efectuado por Hu e Soutis [42].

Boss et al. [43] realizaram uma análise numérica de uma junta simples, em que os aderentes apresentavam uma gradação do módulo de Young segundo a direcção de solicitação da carga, e ao longo da zona de sobreposição para reduzir as concentrações de tensões (Figura 30). Esta gradação do módulo de Young foi conseguida variando o ângulo, segundo o qual as fibras de carbono se encontram entrelaçadas entre si. Consideraram também a variação da geometria do aderente (Figura 31). Concluíram que de uma forma geral, a gradação do módulo de Young e a alteração da geometria do aderente demonstram um comportamento semelhante. No caso da redução da tensão de corte verificou-se que a gradação do módulo de Young proporcionou melhor desempenho. Contudo, é possível combinar os dois métodos, para obter uma melhor performance da junta sobreposta simples colada. De realçar que a gradação do módulo é mais simples do ponto de vista da fabricação do que a alteração da geometria do aderente.

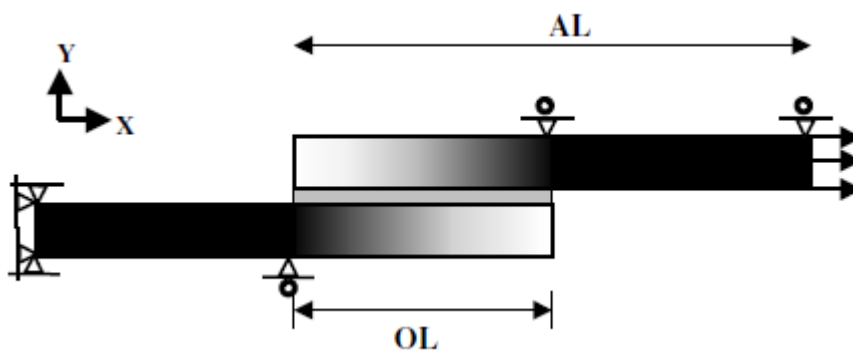


Figura 30 – Gradação do módulo de Young [43].

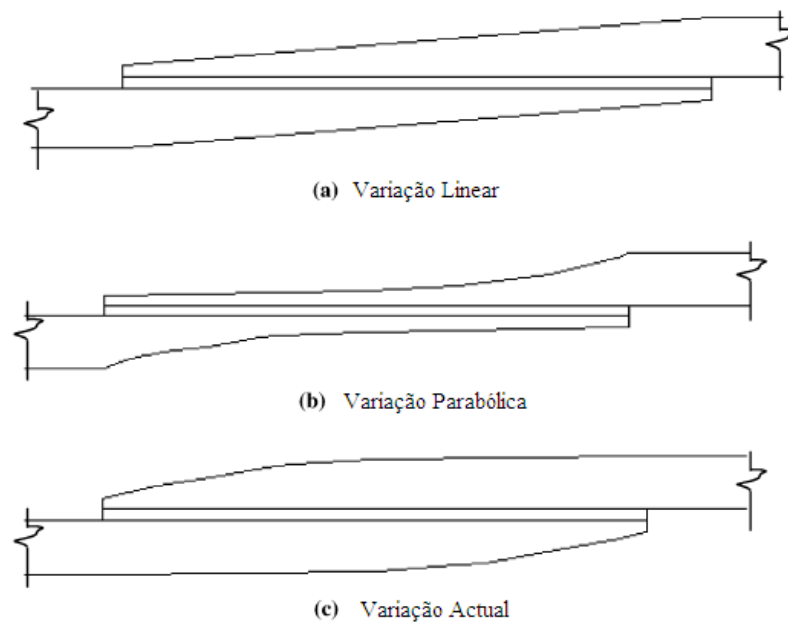


Figura 31 – alteração da geometria do aderente [43].

Ávila e Bueno [44] e M. Ashrafi et al. [45] realizaram um estudo numérico e experimental de uma junta com interfaces não planas. Ávila e Bueno estudaram a influência de uma junta ondulada de compósito e-glass/epóxi na resistência à tracção (Figura 32).

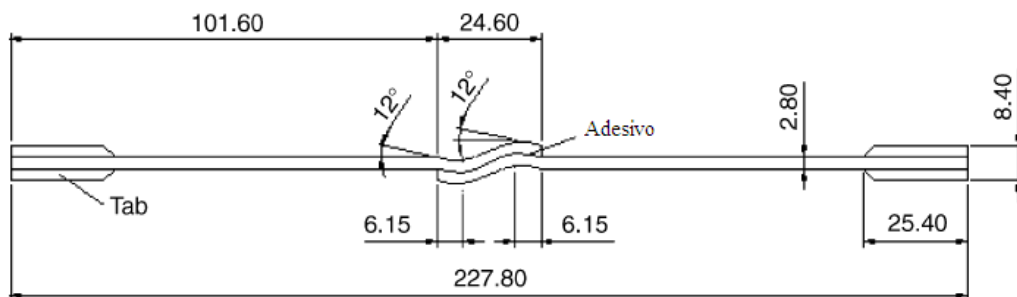


Figura 32 – Dimensões da junta usada por Ávila e Bueno [44].

Os autores concluíram que esta alteração aumenta a resistência da junta em aproximadamente em 40%. A junta ondulada, segundo os autores, não só evita a excentricidade do carregamento transmitido, comum nas juntas de sobreposição simples, como também permite o aparecimento de tensões compressivas nas extremidades da camada do adesivo.

M. Ashrafi et al. compararam três tipos de juntas com interfaces não planas diferentes (Figura 33).

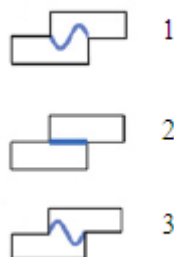


Figura 33 – Três interfaces diferentes, estudadas por Ashrafi et al. [45].

O estudo experimental mostrou que a não planaridade da interface tem um efeito significativo sobre o comportamento mecânico e a resistência das juntas coladas. Foi realizada uma análise numérica bidimensional (em espessura) para estimar a distribuição das tensões de corte e de arrancamento ao longo das juntas coladas, estando os resultados relacionados com as observações experimentais. Pode-se ver que a geometria 3 tem uma maior resistência de acordo com o estudo (Figura 34).

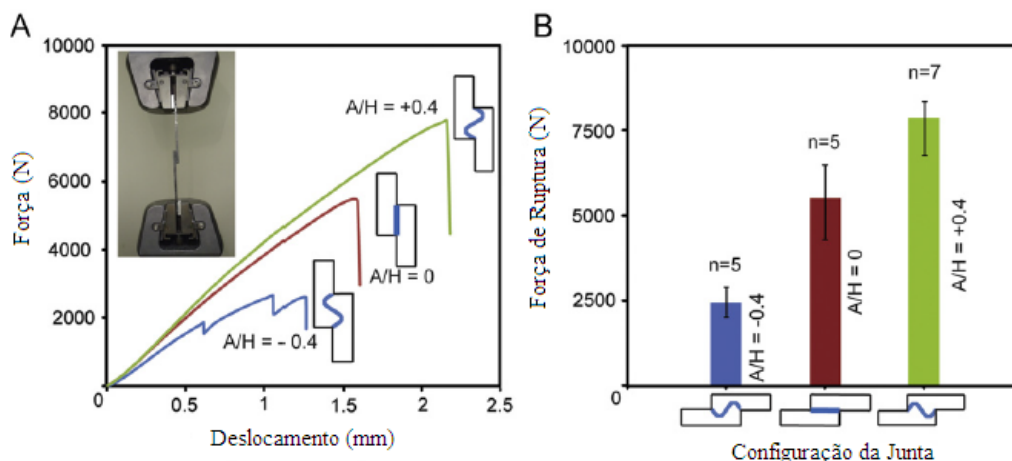


Figura 34 – Resultados obtidos para as diferentes interfaces estudadas [45].

Reis et al. [46] realizaram estudos numéricos e validaram experimentalmente o comportamento mecânico de juntas coladas sobrepostas simples de polipropileno reforçado com fibras de vidro. Uma análise de tensões efectuada à junta permitiu concluir que existem concentrações próximas da interface adesivo/aderente, nas duas extremidades da sobreposição. Foi feito então um estudo, de modo a avaliar a evolução destas tensões, assim como o posicionamento do valor dos seus picos com o aumento do carregamento. Comprovou-se então que o posicionamento destes valores de pico é próximo das duas extremidades da zona de sobreposição e deslocam-se para o centro desta zona, com o aumento da carga. Foi também concluído pelos autores que o comprimento ideal da sobreposição é de 30 mm, pois permite uma melhor distribuição das tensões e a tensão equivalente de Von Mises máxima é a mais reduzida de todos os comprimentos analisados.

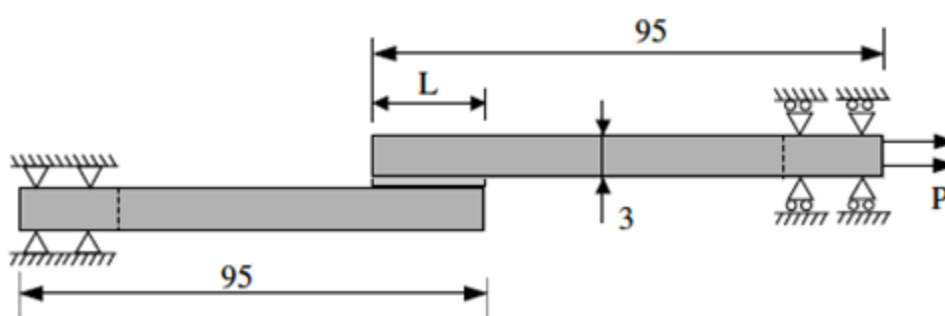


Figura 35 – Dimensões da junta usada por Reis et al. [46].

Magalhães et al. [47] analisaram as distribuições de tensões numa junta colada simples de materiais compósitos, usando uma análise bidimensional onde incluíram elementos de interface. Foram estudados três juntas diferentes: uma de carbono-carbono, outra de vidro-vidro e outra ainda de carbono-vidro. Todas elas apresentaram efeitos de concentrações de tensões na interface adesivo/aderente, em relação ao plano médio do adesivo, na extremidade da região de sobreposição. Isto indica que o início do dano é propenso a ocorrer na interface aderente/adesivo, o que pode explicar algumas falhas adesivas que normalmente são explicados por deficiente preparação da superfície. Além

disso, estes efeitos de concentrações de tensões podem explicar as falhas coesivas que ocorrem perto das interfaces. As tensões interlaminares são mais pequenas do que as tensões das interfaces. Concluíram também que na junta de vidro-vidro e vidro-carbono a diferença entre as tensões interlaminares e tensões de interface é menor, o que aumenta a possibilidade de falha interlaminar.

Nas juntas vidro-vidro, os valores de tensão de pico nas extremidades do comprimento de sobreposição são maiores. Este facto é justificado por um efeito de rotação mais significativo devido à menor rigidez das juntas. Para as juntas carbono-vidro os efeitos anti-simétricos desaparecem e a tendência global das tensões foi observada mais no aderente de vidro, o que pode também ser explicado pela sua menor rigidez relativamente ao aderente de carbono. Estes efeitos são muito importantes e devem ser sempre contabilizadas quando materiais diferentes são unidos.

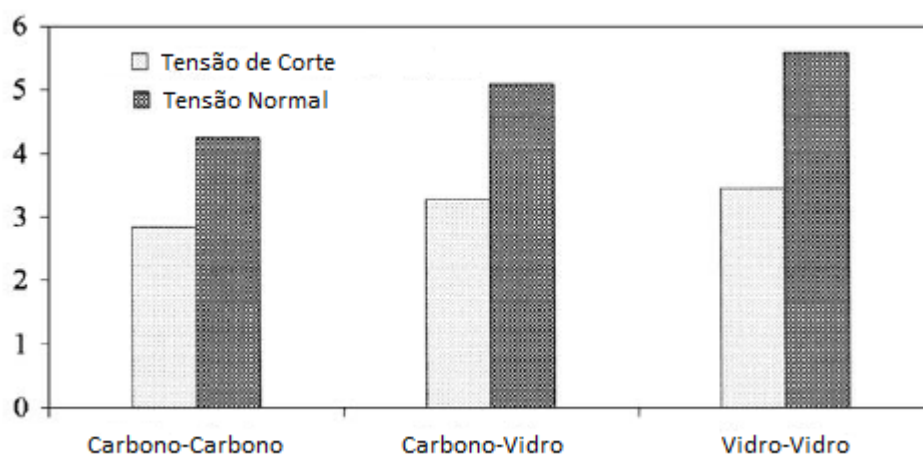


Figura 36 – Comparação da tensão de corte e da tensão de arrancamento para diferentes juntas [47].

Potter et al. [48] e Guild et al. [49] realizaram um estudo de duas fases, uma fase experimental e outra numérica. Este estudo foi realizado para analisar a propagação de fendas numa junta dupla de compósito com alterações geométricas no adesivo e nas placas e incorporaram camadas modificadoras no interior do adesivo (Figura 37). O objectivo principal da análise consistia em evitar a propagação das fendas do adesivo para o laminado. Este objectivo foi conseguido usando-se as camadas modificadoras dentro do adesivo.

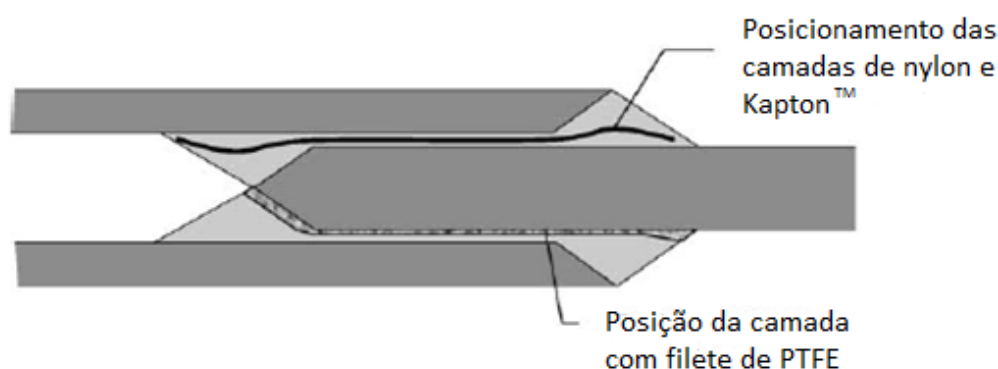


Figura 37 – Posicionamento das camadas de modificação usadas no adesivo [48].

Os autores concluíram que é possível modificar as juntas unidas adesivamente de compósito, de modo à falha ser contida dentro da linha de ligação e não se propagar para os aderentes de compósito. As modificações podem actuar na localização onde se inicia o dano ou podem desviar a propagação deste dano dentro do adesivo, iniciado em pontos de concentração de deformações no adesivo. Ao evitar a propagação do dano para os materiais compósitos simplifica-se a reparação. Das modificações estudadas as malhas abertas de fios de monofilamentos parecem ter o equilíbrio correcto de propriedades para se tornarem camadas eficazes no desvio do dano.

L. Tong et al. [50] estudaram o desalinhamento entre dois aderentes exteriores de uma junta sobreposta dupla e, apesar de este não poder ser completamente removido, pode ser controlado dentro de uma determinada tolerância de serviço. A análise mostrou que este desalinhamento provoca flexão local e, conseqüentemente, resulta num efeito significativo no deslocamento normal à superfície nos aderentes exteriores como nas tensões na camada de adesivo, o que aumenta principalmente a tensão de arrancamento no adesivo, podendo provocar uma falha prematura. Este deslocamento foi validado experimentalmente. Para incluir o desalinhamento nas extremidades dos aderentes exteriores, foi desenvolvida uma equação modificada para caracterizar as tensões de arrancamento no adesivo em termos de deslocamento normal à superfície medida usando a técnica de interferometria holográfica. Foi obtida uma boa correlação dos valores usando a equação modificada e os elementos finitos.

### Critérios de Falha

Relativamente aos critérios de falha, da Silva et al. [16, 17] mostraram que para uma junta sobreposta simples, a utilização do critério da tensão de corte máxima para prever a falha só é válido para juntas com adesivos frágeis e comprimentos de sobreposição pequenos. Quando são usados adesivos dúcteis este critério baseado na tensão máxima não é apropriado, pois as juntas com estes adesivos ainda conseguem resistir a grandes carregamentos, mesmo após a cedência do adesivo. Para este tipo de adesivos, Hart-Smith [25] propôs que a deformação máxima de corte podia ser usada como critério de falha quando ocorria a deformação plástica do adesivo. Foi demonstrado por da Silva et al. [16, 17] que este critério é bastante preciso.

Hoyt et al. [51] apresentaram um estudo numérico combinando a análise da resistência mecânica e análise de fadiga aplicado a configurações típicas de juntas. Foi feita uma análise bidimensional não-linear de MEF da linha de adesão. Os critérios de falha da resistência dos materiais foram usados para prever os carregamentos críticos do início do dano e as suas localizações. Uma abordagem da mecânica da fractura foi usada para prever a propagação do dano e a falha sob carregamentos estáticos e cíclicos com base em dados de ensaios de resistência à fractura estática ( $G_{Ic}$ ,  $G_{IIc}$ ) e taxa de crescimento da fenda ( $da/dN$ ). Os resultados demonstraram que o método proposto pode ser utilizado para prever os modos de falha críticos, carregamentos para início do dano e as suas localizações (Figura 38), estabilidade da fenda e/ou delaminação, resistência estática, resistência residual e resistência à fadiga.

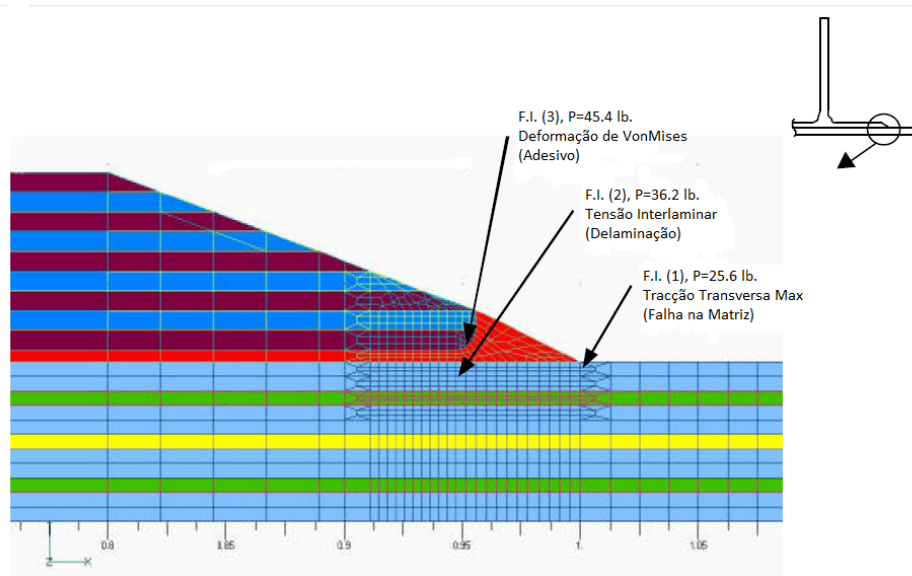


Figura 38 – Previsão dos carregamentos e localizações do início do dano [51].

É possível usar uma análise parecida à de Hoyt, escolhendo um critério para o adesivo, por exemplo o critério de plasticidade de Von Mises, e outro para o laminado como o de Tsai-Wu, Hashin, Tsai-Hill, deformação máxima e tensão máxima, e estudar a falha da junta para cada um dos componentes e verificar qual dos componentes falha a uma carga mais baixa – início do dano.

As fendas são os defeitos mais comuns nas estruturas e a mecânica da fractura foi desenvolvida para lidar com estes defeitos. Na mecânica da fractura linear elástica (MFLE), é bem aceite que tensões calculadas utilizando a mecânica contínua são singulares na ponta da fenda.

Como resultado, pode-se verificar que a mecânica da fractura pode ser usada para prever a resistência da junta ou a resistência residual, se existir uma ponta de fenda ou for conhecida e calibrada uma singularidade. Contudo, este método não é apropriado à análise dos adesivos dúcteis.

A solução HRR (Hutchinson, Rise, Rosergren) desenvolvida por Hutchinson [52] e por Rice e Rosengren [53] tem sido extensivamente usada na fractura dúctil, pois nos materiais dúcteis uma grande quantidade do material plastifica e a fenda pode propagar-se estavelmente até antes da falha final. Nestes casos a MFLE não funciona.

Cheuk et al. [54], Shanin e Taheri [55], estudaram as juntas adesivas, usando a taxa de libertação de energia da deformação,  $G$ , e o respectivo valor crítico ou resistência da fractura,  $G_c$ , em vez dos factores de intensidades de tensão, pois estes não são fáceis de determinar quando a falha cresce na interface ou perto da mesma.

A fractura das juntas adesivas acontece sob modo misto por causa da variação das propriedades entre os diferentes materiais e do sistema complexo de tensões.

Hashemi et al. [56] e Charalambides et al. [57] propuseram critérios de superfícies de fractura. Nestes casos, os resultados obtidos podem igualar os resultados experimentais ao usar-se umas constantes adicionais.

Goyal et al. [58] propuseram um modelo de resistência à fractura para formular elementos de descoesão que são implementados nos modelos de elementos finitos para prever a falha nas juntas coladas (Figura 39). O modelo unifica critérios de resistência para prever a iniciação da falha e o critério de fractura para prever a progressão da falha. O início e a propagação de fendas na interface e/ou fendas coesivas são simuladas pelo posicionamento de elementos de descoesão na interface do adesivo/aderente e entre os elementos sólidos do adesivo – abordagem local. Foi considerada a não linearidade dos aderentes e do adesivo. Os resultados obtidos estavam em boa concordância quando comparados com os resultados experimentais (Figura 40 e 41). Verificou-se que o crescimento da fenda ocorria a uma carga constante. Além disso, foi demonstrado que a localização do início da fenda e a sua propagação dependem das forças máximas relativas da interface e do adesivo. Se a resistência do adesivo é menor do que a resistência da interface adesivo/aderente, o início da fenda é de forma coesa.

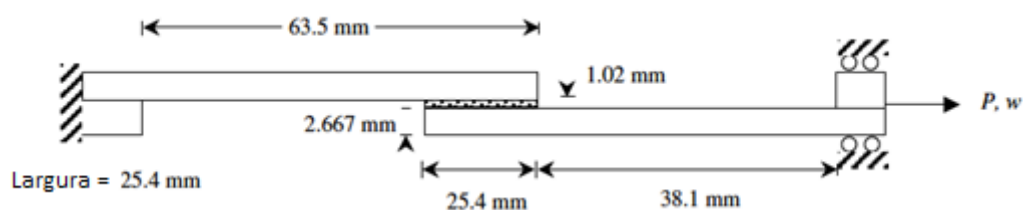


Figura 39 – Dimensões e condições de fronteira da junta usada [58].

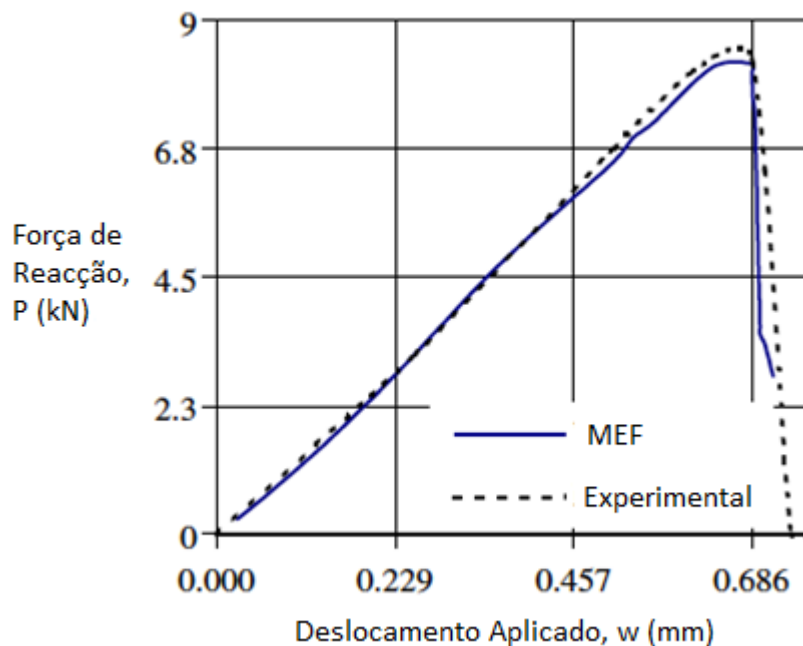


Figura 40 – Gráfico da Força vs. Deslocamento da junta sobreposta simples usada na análise de Goyal et al. [58].

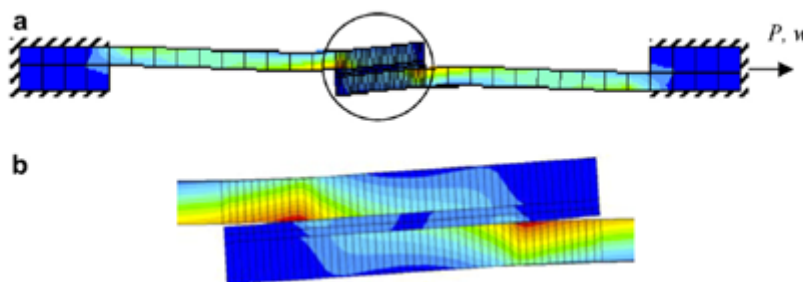


Figura 41 – Deformação da junta sobreposta simples. (a) Deformação e, (b) Zoom da zona de sobreposição [58].

Zhang et al. [59] usam o VCCT ou técnica de fechamento da falha virtual para simularem numericamente o comportamento das falhas nas juntas adesivas. De acordo com o VCCT as forças internas dos nós são calculadas na ponta da fenda, juntamente com os deslocamentos relativos dos nós adjacentes. Estas magnitudes são usadas para calcular a taxa de libertação de energia ( $G_{ic}$ ,  $i=I, II, III$ ) do sistema do material. A fenda ocorre então se a magnitude da taxa de libertação de energia for maior do que a magnitude de  $G_{ic}$ . Este método assim como o MFLE não é apropriado para prever numericamente as falhas em juntas adesivas com adesivos dúcteis.

Choupani [60] Sorensen e Jacobsen [61] usam a abordagem do integral J, proposto por Rice e Rosengren [53] – adequado a lidar com problemas onde os materiais deformam plasticamente pois os aderentes restringem o desenvolvimento da zona de plasticidade na camada de adesivo, fazendo com que  $G_c$  seja uma função da geometria da junta - para prever a resistência de juntas adesivas com fendas, com bons resultados. A maior vantagem do caminho independente do integral J nos materiais homogêneos desaparece, visto não ser mais possível calcular o valor de J devido à dependência do comprimento da interface e prática de usar tensões e deformações de um campo distantes.

A mecânica do dano pode ser usada para modelar o início e a propagação da falha de um caminho de falha pré-definido. As técnicas de modelação do dano podem ser divididas em abordagem local e abordagem contínua. Song et al. [62] e Kafkalidis e Thouless [63] usam uma abordagem contínua – o dano é modelado sobre uma região contínua – para simular a falha coesiva e ao longo do adesivo, Turon et al. [64] a falha interlaminar em compósitos empilhados e Chandra et al. [65] na interface entre as fases sólidas dos materiais.

Campilho et al. [66-69] usaram a mecânica do dano para estudarem reparações simples, duplas ou em rampa, usando os elementos finitos. Usando um dano coesivo de modo misto baseado no uso indirecto da mecânica da fractura, estudaram as distribuições de tensões e a resistência residual sob uma carga de tracção de uma placa reparada de compósito. Estudaram os modos de falha nas juntas simples e duplas, assim como nas juntas em rampa – para diferentes ângulos – usando elementos de interface colocados em caminhos onde se prevê maior propensão para ocorrer falha.

### Estudos Experimentais

Kim et al. [70] realizaram um estudo experimental sobre juntas simples de compósitos unidireccionais de carbono-epóxi sob uma carga de tracção, em que foram consideradas diferentes configurações da junta (Figura 42): provetes com e sem filete plano, provetes co-curados com e sem camada adesiva. Nos provetes co-curados, a fabricação das juntas incluíam a cura simultânea de toda a junta.

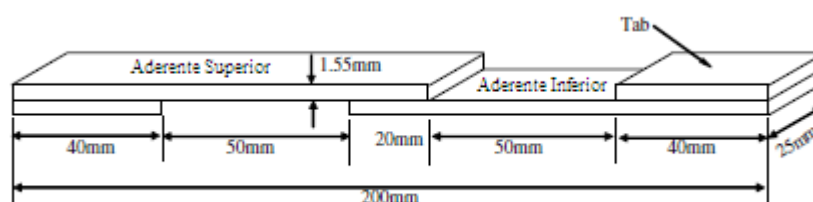


Figura 42 – Dimensões dos provetes usados por Kim et al. [70].

Como se pode verificar pela Figura 43, a maior resistência à rotura deu-se no provete 4.

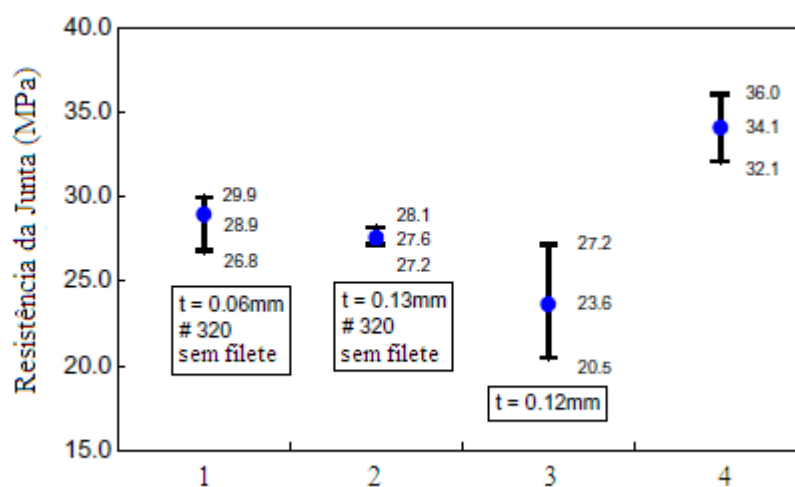


Figura 43 – Comparação da resistência das juntas [70].

Em que:

- 1- Provetes com ligação após a cura com adesivo EA9309NA
- 2- Provetes com ligação após a cura com adesivo EA9309.3NA
- 3- Provetes co-curados com adesivo FM73
- 4- Provetes co-curados sem adesivo

Também se pode verificar que o uso do filete aumenta a resistência da junta (Figura 44).

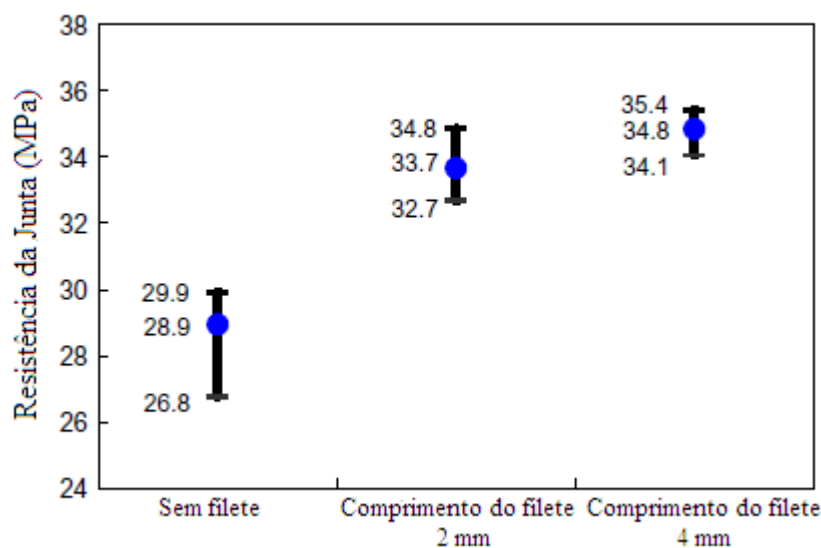


Figura 44 – Comparação da Resistência da Junta com o uso do filete [70].

Quaresimin et al. [71] analisaram experimentalmente o comportamento à fadiga de juntas coladas sobrepostas simples. As juntas simples constituídas por laminados de carbono/epóxi foram colados com adesivo epóxi, foram testadas sob carga de fadiga tensão-tensão e, tanto o efeito do comprimento da sobreposição como a geometria do canto, foram discutidas usando abordagem clássica tensão-vida. Os autores concluíram que se podem obter melhorias significativas na resistência à fadiga adoptando longos comprimentos de sobreposição e geometria de canto com filete em rampa como mostra a figura 45.

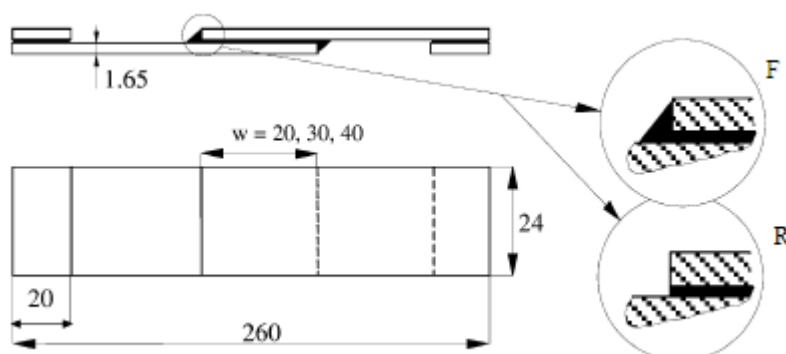


Figura 45 – Geometria da junta colada sobreposta simples. R (extremidade quadrada); F (Extremidade com filete em rampa) [71].

Os autores verificaram que a junta apresenta uma maior resistência à tracção quando se combina um filete em rampa com uma sobreposição de 40 mm. Relativamente à tensão de corte a junta com filete e com uma sobreposição 20 mm é a que possui maior resistência. Foi também verificado que o uso de peel-ply aumentou a resistência da junta tanto à tracção como ao corte. O uso do peel-ply alterou o modo de falha da junta, visto que esta antes falhou sempre no laminado e, ao usar-se o peel-ply, a junta falha na interface aderente/adesivo para a junta com e sem filete para uma sobreposição de 20 mm. Os restantes mantiveram o modo de falha.

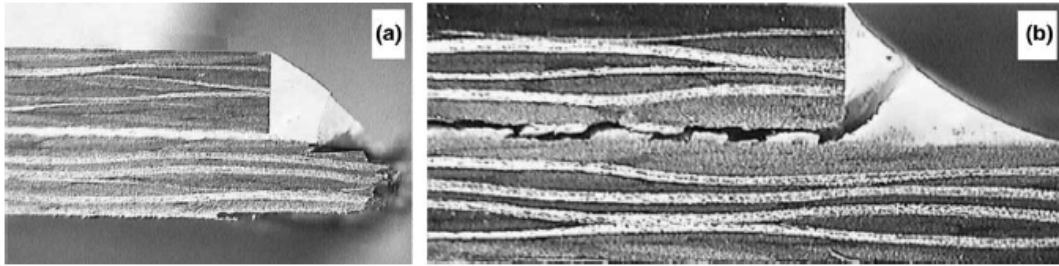


Figura 46 – Vista lateral de falhas estáticas: (a) falha típica no laminado e, (b) falha tipo na camada de adesivo [71].

Verificou-se que o provete com peel-ply e filete apresenta a maior resistência à tracção. A menor resistência é obtida para o tratamento de jacto de areia e desengordura e sem filete (Figura 47).

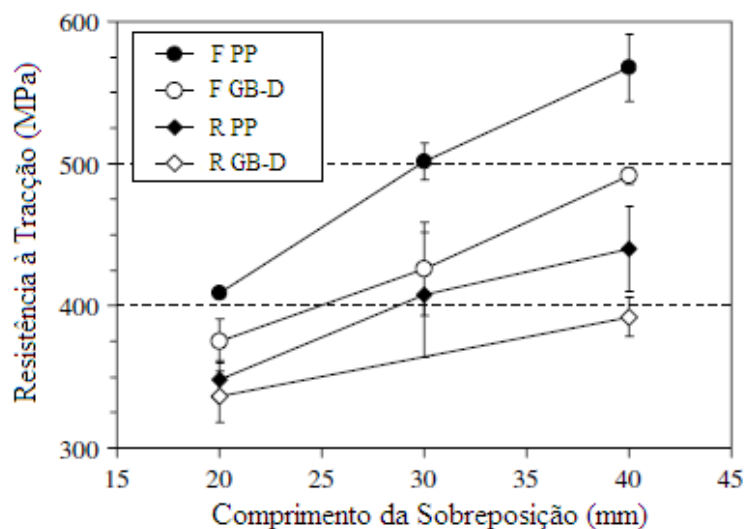


Figura 47 – Influência do comprimento da sobreposição, da geometria da extremidade e da preparação da superfície na Resistência Estática – GB-D – Jacto de Areia e Desengordura, PP – Peel-Ply [71].

Reis et al. [72] analisaram a influência do tratamento da superfície e da sequência de empilhamento na resistência da junta sobreposta simples. Os ensaios de tracção foram realizados usando provetes de juntas com diferentes aderentes. Os resultados foram apresentados em termos de resistência ao corte máxima. Os autores concluíram que a resistência de corte de uma junta sobreposta colada adesiva é bastante influenciada pelo tratamento de superfície, sequência de empilhamento e adesivo. Uma significativa melhoria da resistência foi obtida usando compósitos laminados mais rígidos com empilhamento 0/0, onde foi usado tricloroetileno como tratamento de superfície e usado o adesivo Bostick 7452 (figura 48). A resistência estática também pode ser otimizada se se usar um comprimento de adesivo de 30 mm (figura 49). A utilização de uma camada de interface de menor rigidez com fibras naturais reduz a resistência ao corte da junta adesiva, cerca de 24%, isto é causado pelo aumento das tensões de arrancamento na interface e a diminuição da tenacidade à fractura interlaminar.

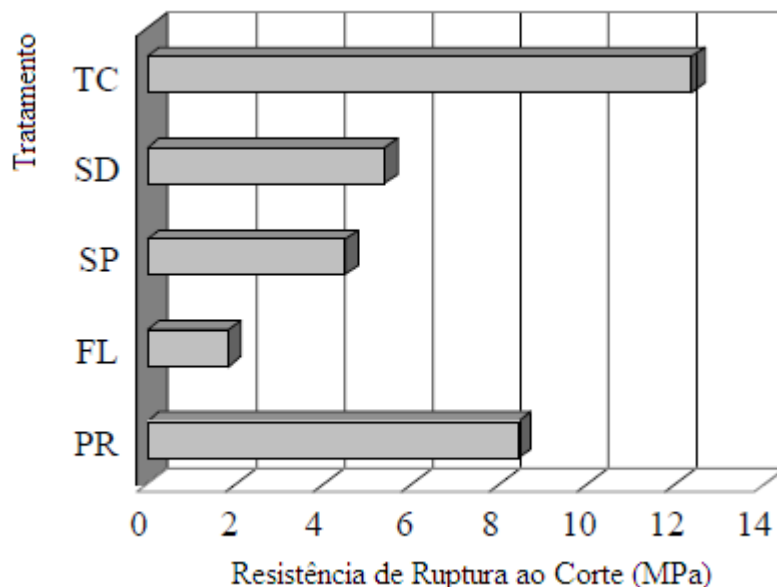


Figura 48 – Comparação da Resistência de ruptura de corte com os diferentes tratamentos de superfície [72].

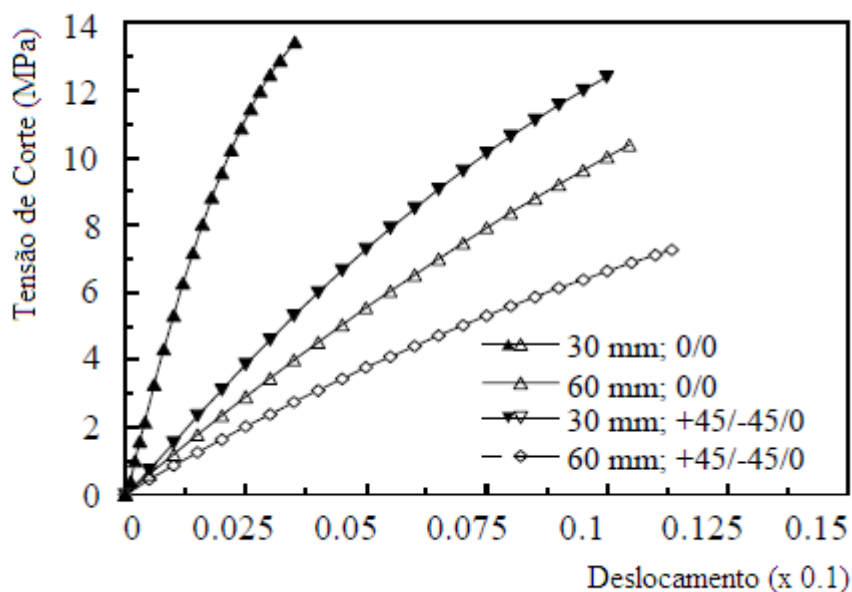


Figura 49 – Tensão de corte em função do deslocamento para provetes com diferentes seqüências de empilhamento e diferentes comprimentos de sobreposição [72].

Myeong-Su Seong et al. [73] realizaram um estudo experimental paramétrico sobre juntas sobrepostas simples adesivas de compósito-metal (Figura 50 ). O objectivo principal do estudo realizado foi investigar os efeitos de vários parâmetros, como a pressão de colagem, comprimento de sobreposição, espessura do aderente e o tipo de material, na carga de falha e no modo de falha das juntas com materiais diferentes. Enquanto juntas de metal falham normalmente no adesivo, o modo de falha das juntas coladas testadas com materiais diferentes, foi a delaminação no aderente de compósito. A resistência das juntas obtida com os materiais diferentes foi menor do que a resistência obtida com materiais metálicos.

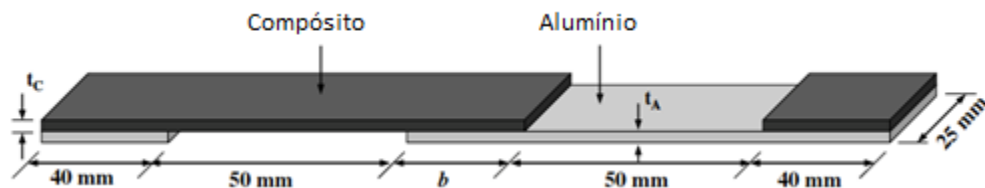


Figura 50 – Dimensões da junta usada na análise [73].

O aumento de pressão de junta melhora a resistência das juntas coladas. Verificou-se que, quando um adesivo é utilizado para junta de compósito-alumínio, uma pressão de 4 atm ou mais deve ser aplicada. Os provetes colados sob uma pressão de 4 a 6 atm produziram carregamentos mais elevados de cedência do que à pressão de 3 atm (Figura 51).

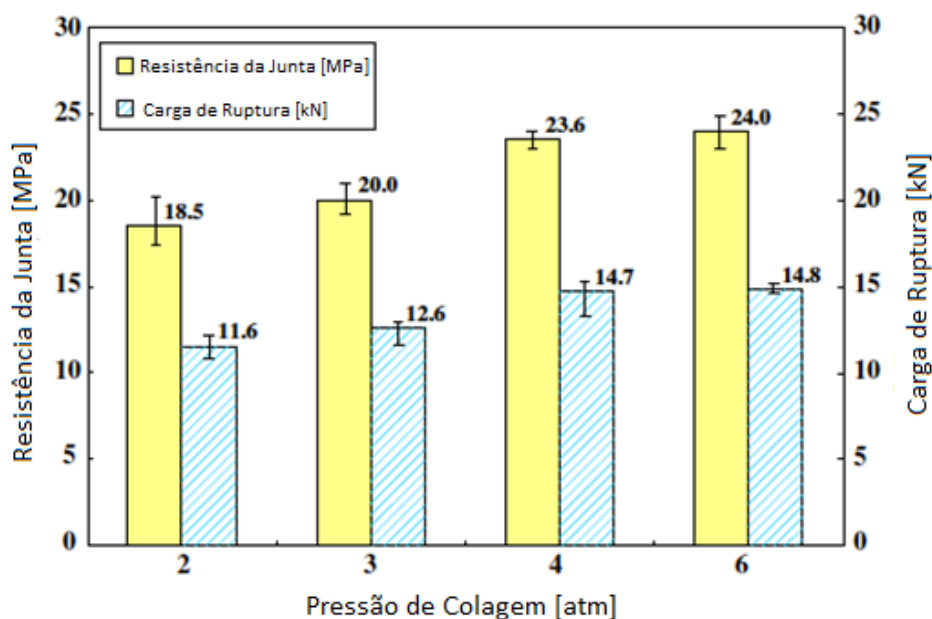


Figura 51 – Resistência da junta e cargas de rotura de juntas coladas com diferentes pressões de colagem [73].

Os autores concluíram que a carga de rotura é influenciada também pelo comprimento de sobreposição. No entanto, não é linearmente proporcional ao comprimento da sobreposição. Verificou-se que quando o comprimento da sobreposição era superior a 25 mm ou se a razão entre o comprimento e a largura for maior que 1, a carga de rotura não aumentava substancialmente. Assim não pode ser obtida uma elevada eficiência quando a razão entre o comprimento de sobreposição e a largura da junta simples é muito superior a 1.

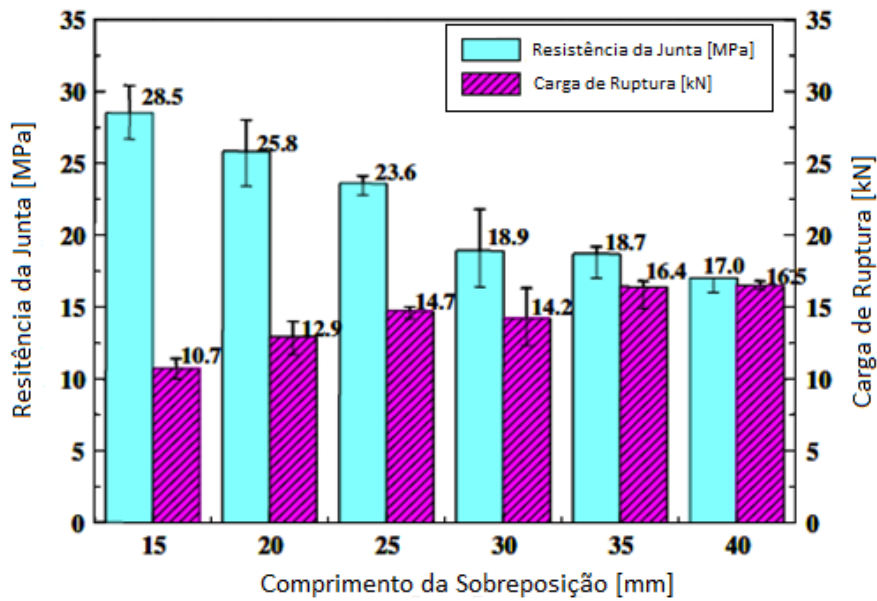


Figura 52 – Resistência da junta e carga de ruptura de juntas coladas com diferentes comprimentos de sobreposição [73].

Os estudos também revelaram que uma maior espessura de aderente leva a uma maior força da junta e uma maior carga de ruptura. No entanto, quando a espessura do aderente foi quase o dobro, a resistência da junta foi apenas de 12% a 32% maior (Figura 53). Portanto, o aumento da espessura do aderente ou do comprimento da sobreposição deve ser considerado com cuidado, quando é requerido o aumento da resistência da junta ou da carga de ruptura.

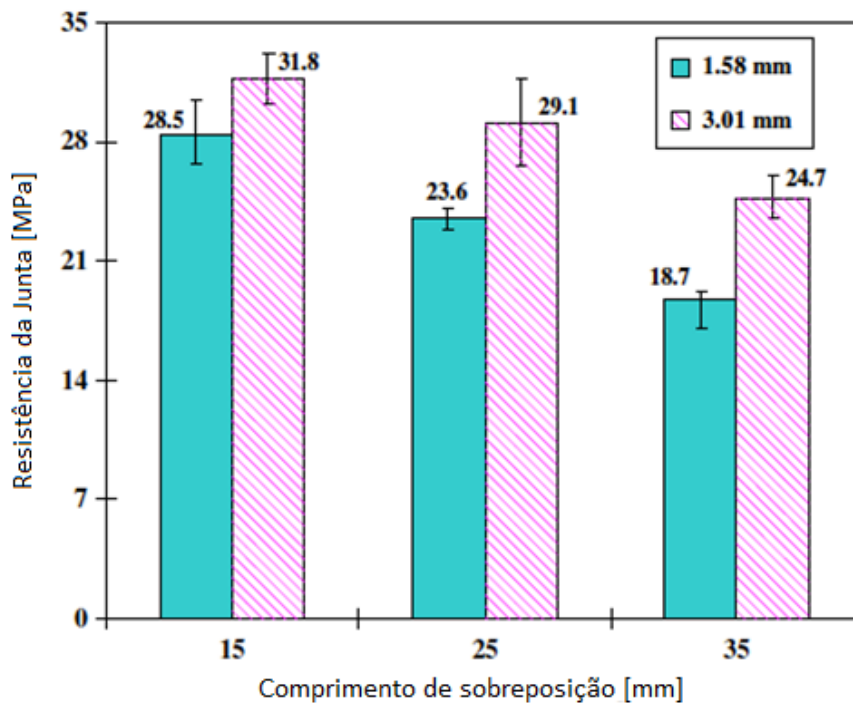


Figura 53 – Resistência de juntas coladas com diferentes espessuras de aderente [73].

### 3.2. Adesivos

A tecnologia de adesão envolve o conhecimento de várias disciplinas (Figura 54). A principal função de um adesivo é a de manter ligadas as estruturas, devendo ainda ser capazes de resistir a carregamentos elevados sem grande deformação nos mais variados ambientes [74].



Figura 54 – Principais disciplinas [74].

Um adesivo pode ser definido como sendo um material polimérico, capaz de unir duas superfícies, e capaz de prevenir que estas se separem. O adesivo é denominado de adesivo estrutural quando a carga necessária para separar as duas superfícies unidas é elevada, isto é, de tal modo que o adesivo providência a força principal da estrutura. Os membros unidos pela camada adesiva são denominados de aderentes.

Existem dois tipos de adesivos estruturais, os frágeis e os dúcteis. A figura 55 mostra a relação entre os dois tipos. Note-se que o adesivo frágil tem pouca deformação plástica. Este tipo de comportamento é semelhante às características de tracção ou arrancamento do adesivo, ou seja, o comportamento das tensões/deformações à saída do plano de um adesivo é predominantemente de natureza frágil.

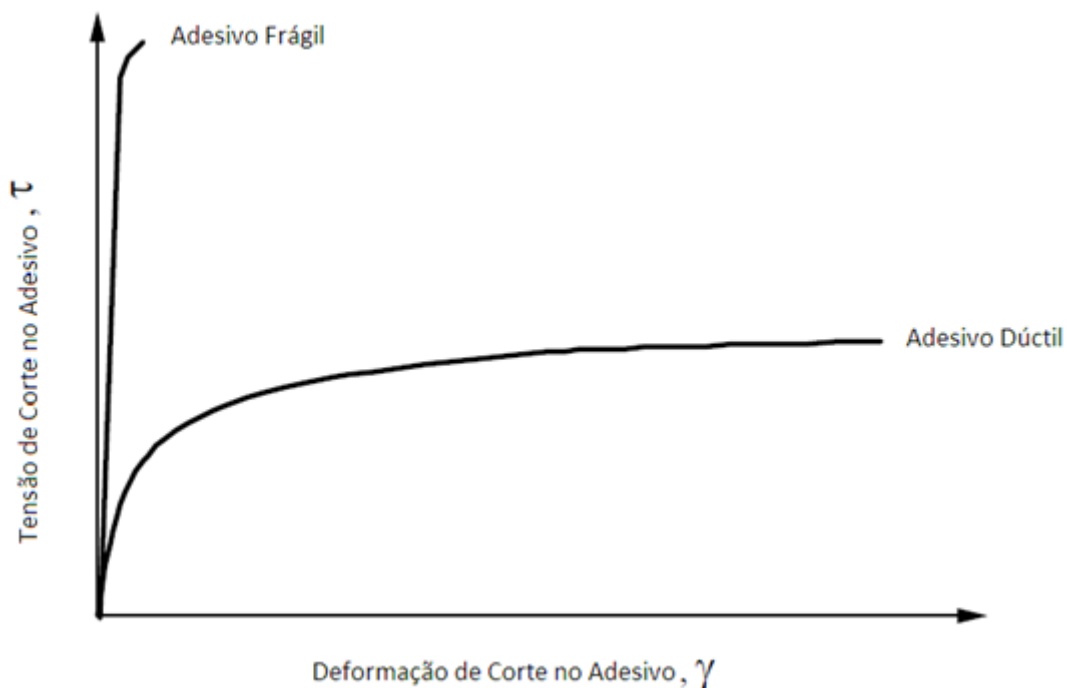


Figura 55 – Relação entre o adesivo dúctil e o adesivo frágil [2].

Em geral, os adesivos estruturais são os mais usados quando é necessário juntar materiais compósitos. Os polímeros mais comuns na classe de adesivos estruturais são: epóxis, poliuretanos, acrílicos, cianoacrilatos, anaeróbicos, silicones, e fenólicos [75].

Os adesivos podem ser caracterizados de várias maneiras, nomeadamente: pela sua função, materiais a unir, forma física, aplicação e necessidades de cura, composição química e durabilidade em serviço.

Quanto à composição química podem ser [76]:

- **Termoendurecíveis** – não podem ser aquecidos e derretidos após a cura inicial. A cura acontece por reacções químicas à temperatura ambiente ou a uma temperatura elevada, dependendo do tipo de adesivo. Alguns adesivos termoendurecíveis requerem uma considerável pressão, enquanto outros apenas requerem a pressão de contacto. Podem ser adicionados solventes de modo a facilitar a sua aplicação.

- **Termoplásticos** – podem ser derretidos sem necessidade de uma alteração significativa das suas propriedades. Estes adesivos endurecem por arrefecimento a partir de um estado de fusão, ou por evaporação de um solvente. Não são geralmente utilizados para aplicações estruturais. Normalmente estes adesivos não são recomendados para serem utilizados a uma temperatura acima dos 66°C, embora possam em algumas aplicações, ser utilizados até aos 90°C. De referir que estes adesivos têm uma fraca resistência à fluência e uma razoável resistência no que diz respeito ao arrancamento.

- **Elastómeros** – têm uma tenacidade e um alongamento superiores quando comparados com os outros tipos de adesivo. São particularmente vantajosos em juntas em flexão. Geralmente são utilizados devido à sua superior resistência ao arrancamento e elevado grau de flexibilidade. Relativamente às temperaturas práticas para a sua utilização, compreendem-se entre 66 – 204°C. Estes nunca derretem totalmente pois têm uma excelente flexibilidade, mas a resistência de colagem é relativamente baixa. Não são considerados adesivos estruturais.

### 3.3. Requisitos para uma boa colagem

Os requisitos para uma boa colagem são os seguintes:

- Escolha adequada do adesivo;
- Bom projecto/concepção da junta;
- Limpeza das superfícies a colar;
- Correcta molhagem entre o adesivo e as superfícies;
- Escolha adequada do processo de colagem (solidificação e cura).

A escolha de qual o melhor adesivo a utilizar é normalmente ditada pelo tipo de compósito que se pretende colar, pela aplicação do compósito a colar, pelo ambiente de serviço e pelo seu custo. A primeira consideração a ter na escolha do adesivo, deve ser a garantia que o compósito e o adesivo são compatíveis quimicamente, visto que a colagem entre o compósito e o adesivo é otimizada quando existe uma boa compatibilidade, ou seja, quanto mais perto a natureza química da resina do compósito for da do adesivo, melhor é o seu desempenho. Na tabela 2 estão alguns factores que influenciam a escolha do adesivo.

A junta deve ser projectada de modo a serem evitadas ou minimizadas as tensões de arrancamento e clivagem. Mais à frente serão mostradas algumas formas de se projectar as juntas de forma eficiente e serão também dados alguns pontos que se devem seguir/garantir.

Em seguida, deve-se ter em atenção o ambiente de serviço, nomeadamente factores como a temperatura, resistência a solventes e humidade, exposição à luz UV, carregamentos previstos durante o uso e a vida útil expectável. Não existe nenhuma regra simples que permita examinar todos estes factores. A melhor maneira de fazer uma escolha passa por contactar o fabricante, assim como ter uma boa experiência em engenharia.

Para se atingir uma colagem eficaz, a superfície de colagem tem de estar limpa. Assim sendo, a sujidade, óleo, humidade e a fraca camada de óxidos, têm de ser removidos da superfície do aderente, ou então o adesivo vai ser colado a estas superfícies fracas, em vez de se colar ao aderente. Existem vários métodos de eliminação destas camadas indesejáveis que envolvem geralmente processos físicos ou químicos, ou uma combinação dos dois. Estas preparações das superfícies podem ir de um simples limpeza com solvente a uma combinação de abrasão mecânica e limpeza química. Os seguintes factores devem ser considerados na escolha do processo de preparação de superfície:

- A resistência inicial de colagem requerida;
- O grau de permanência necessário e o ambiente de serviço;
- O grau e o tipo de contaminação do aderente;
- O tipo de aderente e de adesivo.

A resistência da colagem requer que o adesivo se espalhe completamente sobre a superfície dos aderentes que se pretendem colar, isto chama-se **molhagem**. Os pontos vistos anteriormente vão influenciar esta molhagem, pois esta é otimizada pela compatibilidade química entre as superfícies do aderente e o adesivo, assim como também melhora quando as superfícies dos aderentes estão limpas. Pode-se ver na figura 56 a diferença da molhagem de um adesivo com alta viscosidade e outro com baixa viscosidade. Na figura 57 estão demonstradas as formas de molhagem dos líquidos nas superfícies.

O adesivo líquido depois de aplicado tem de ser capaz de solidificar. Este processo de solidificação poderá ser completado de diferentes maneiras. Como referido anteriormente por reacção química com qualquer combinação de calor, pressão e agentes de cura, arrefecimento, e por secagem devido à evaporação do solvente. Estes métodos dependem do adesivo.



Figura 56 - Comportamento da molhagem de um adesivo de alta viscosidade e de baixa viscosidade [77].

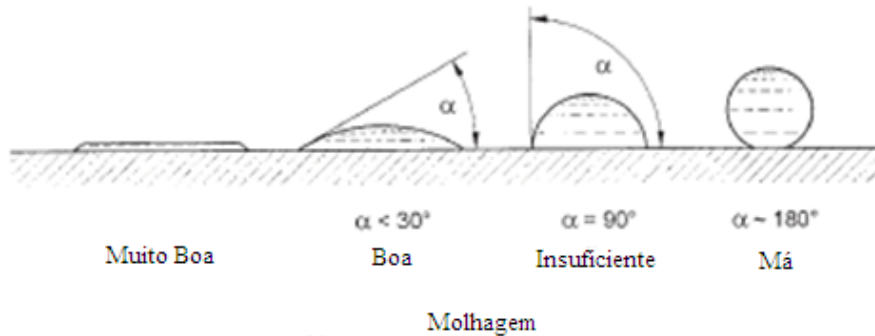


Figura 57 - As formas de molhagem dos líquidos nas superfícies [77].

Tabela 2 – Factores que influenciam a escolha do adesivo.

Factores que influenciam a escolha do adesivo	
<b>Tensões</b>	Tracção Corte Impacto Arrancamento Clivagem Fadiga
<b>Factores Químicos</b>	Externos (relacionados com o serviço) Internos (efeito dos aderentes nos adesivos)
<b>Exposição</b>	Desagregação Luz Oxidação Humidade Salinidade
<b>Temperatura</b>	Alta Baixa Cíclica
<b>Factores Biológicos</b>	Bolor Roedores ou vermes
<b>Propriedades de Trabalho</b>	Aplicação Tempo de ligação e gama de temperaturas Aderência Taxa de cura Estabilidade de armazenamento Cobertura

Relativamente à resistência da colagem, é importante referir que esta resulta tanto das forças de adesão como das forças de coesão. As forças de adesão são as forças que asseguram a ligação dos materiais pelas suas superfícies em contacto, enquanto as forças de coesão seguram as moléculas adjacentes de um simples material. De realçar que a resistência coesiva é pelo menos tão importante

quanto a resistência adesiva. A colagem irá falhar no local onde as forças intermoleculares forem mais fracas, à semelhança de um ponto fraco numa cadeia (Figura 58), ou seja, se a força adesiva for mais fraca que a coesiva, a falha será na interface enquanto se a força coesiva for mais fraca esta será no adesivo.

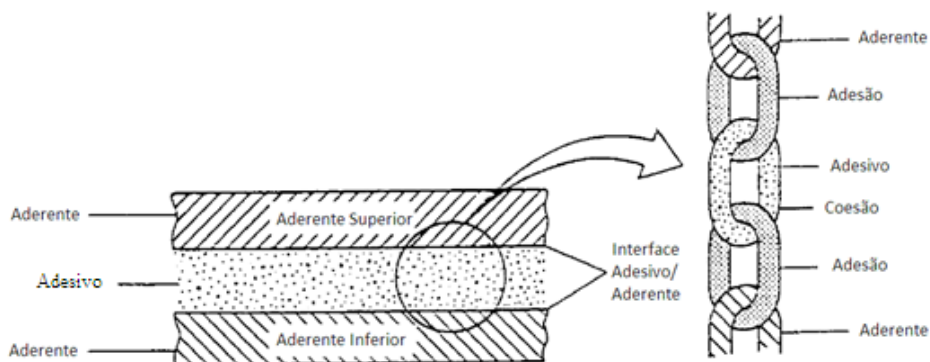


Figura 58 - Forças que estão presentes numa junta adesiva [74].

### 3.4. Juntas Coladas

A união de estruturas de compósitos pode ser efectuada recorrendo ao uso de juntas aparafusadas, rebitadas ou coladas por adesivo. Está representado na figura 59 uma comparação entre o carregamento numa junta colada e numa junta mecânica. Pode-se ver que o carregamento na junta mecânica não é uniforme, visto existir na furação uma concentração de tensões, enquanto a carga aplicada na junta colada por adesivo será distribuída sobre a área de sobreposição de uma forma uniforme, existindo também significativas concentrações de tensões nas extremidades do adesivo, mas muito menos graves quando comparadas com as da junta mecânica. Verifica-se também que relativamente à rigidez, a junta mecânica tem uma área **não** endurecida superior à da junta adesiva.

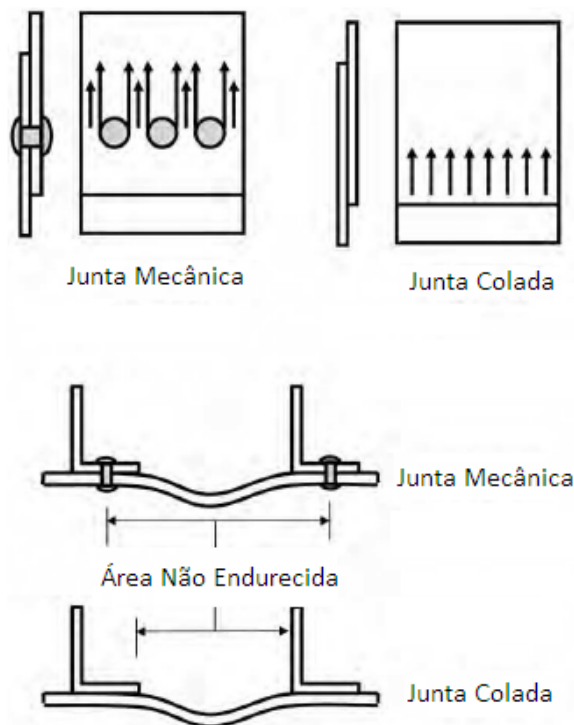


Figura 59 – Comparação da distribuição das tensões e da rigidez entre a junta colada e a junta mecânica [1].

A tabela 3 apresenta também uma comparação de algumas propriedades, entre as juntas mecânicas e as juntas coladas por adesivo.

**Tabela 3 – Comparação junta mecânica vs. junta colada [75].**

Propriedade	Junta Mecânica	Junta Colada
<b>Tempo de fabrico</b>	Várias etapas, montagem da junta rápida	Poucas etapas, longo processo de cura
<b>Preparação da superfície</b>	Mínima	Extensiva, critica
<b>Secções finas</b>	Pode não ser possível	Pode ser realizado
<b>Peso da Junta</b>	Pesado	Leve
<b>Aspectos externos da superfície</b>	Saliências	Pode ser lisa
<b>Limitações da Temperatura</b>	Limitado pelo laminado	Adesivo pode limitar
<b>Dano nas fibras do laminado</b>	Pode ser importante	Não é importante
<b>Dificuldade para inspeccionar</b>	Fácil	Difícil
<b>Problemas Ambientais</b>	Pode ter corrosão galvânica	Sensibilidade ao solvente
<b>Penetração de humidade</b>	Sem resistência	Auto Vedante
<b>Concentração de tensões</b>	Significantes	Podem ser muito baixas
<b>Carregamentos de longa duração</b>	Efeitos de Relaxamento e de fadiga	Fluência
<b>Sensibilidade às forças de arrancamento</b>	Resistente	Susceptível
<b>Sensibilidade às forças de tracção</b>	Susceptível	Resistente
<b>Amortecimento de vibrações</b>	Sem amortecimento	Amortecimento intrínseco

Os adesivos estruturais são muito fortes em corte, mas fracos quando as tensões de arrancamento estão presentes, e por isso é de realçar a importância em projectar as juntas de modo a que estas tensões sejam minimizadas. Então para um bom projecto de uma junta tem de se ter em consideração:

- O adesivo deverá ser solicitado na direcção que possui uma maior resistência, ou seja, ao corte;
- Manter as tensões na zona de sobreposição no mínimo;
- As tensões de arrancamento e de clivagem devem ser evitadas ou minimizadas;
- Distribuir as tensões o mais uniformemente possível sob toda a área da colagem;
- A resistência do adesivo é directamente proporcional à largura da colagem, então ao se aumentar a largura irá se ter uma maior resistência à colagem, enquanto se se aumentar o comprimento, nem sempre se irá aumentar a resistência da junta;
- O adesivo deve ser compatível com os aderentes e ser capaz de manter a sua resistência quando exposto a tensões e factores ambientes em serviço;
- Deverá ser projectada de forma a assegurar uma falha num dos aderentes em vez de uma falha na interface aderente/adesivo ou seja uma falha na linha de adesão;
- Deve ser tido em conta a expansão térmica de diferentes materiais. Por exemplo as juntas coladas entre o compósito de carbono e o alumínio têm falhado durante o arrefecimento a partir de curas de elevadas temperaturas devido às tensões térmicas induzidas pelos seus coeficientes de expansão diferenciais;
- Os filetes devem de ser usados nos aderentes em juntas sobrepostas de forma a diminuir as tensões de arrancamento das extremidades da junta. O filete criado no adesivo após o arrefecimento deste não deve ser removido;
- Os testes de selecção para adesivos estruturais devem incluir testes de durabilidade para o calor, humidade e tensões, simultaneamente.

Relativamente à importância do comprimento de sobreposição numa junta, pode-se verificar pela figura 60 que para uma junta com um comprimento de sobreposição pequeno, as tensões e deformações de corte mínimas são quase tão elevadas como as deformações e tensões de corte máximas (presentes nas extremidades da sobreposição). Já na junta com um comprimento realista a tensão e deformação de corte mínimas podem ser tão baixas quanto se quiser, bastando para isso aumentar o comprimento de sobreposição (até um determinado valor, como se verifica na figura 61). Posto isto, as juntas devem ser projectadas com um comprimento de sobreposição realista pois apesar de existir fluência nas extremidades da sobreposição esta não se acumula devido ao facto de a meio da sobreposição não existir quase qualquer tensão, então os rígidos aderentes forçam o adesivo a voltar ao seu estado inicial após o carregamento ser retirado. Já as juntas com um comprimento de sobreposição pequeno não possuem qualquer mecanismo que restaure o adesivo ao seu ponto inicial quando é retirado o carregamento, portanto pode-se ver que a junta com um comprimento de sobreposição pequeno é extremamente sensível à falha por fluência (que se acumula sob carregamento constantes e cíclicos). É também importante referir que apesar da junta com um comprimento realista possuir o mecanismo de restauro do adesivo, não significa que este não sofra qualquer dano [78].

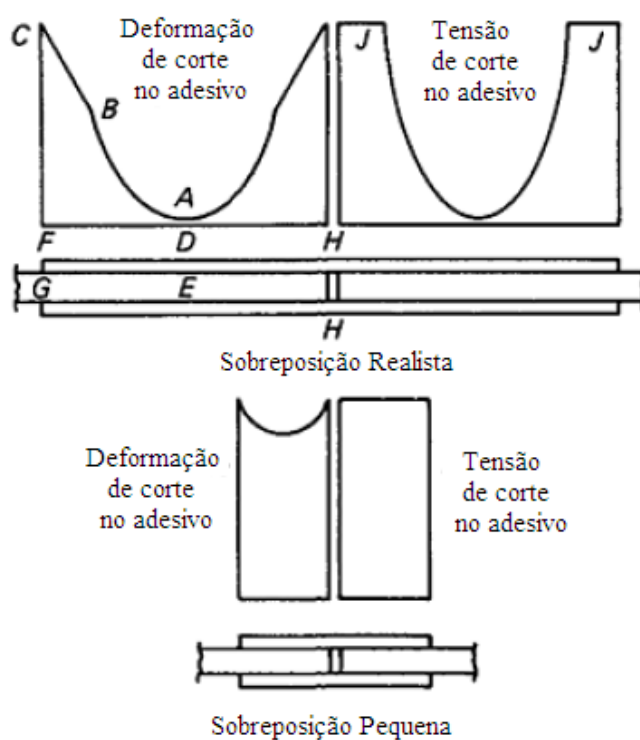


Figura 60 – Influência do comprimento da sobreposição na resistência da junta [78].

Ainda referente ao comprimento da junta, a figura 61 mostra que uma junta com uma sobreposição superior à junta C não é em nada vantajosa, pois não existe alteração da deformação de corte no adesivo, e está-se a adicionar mais material o que só irá tornar a junta mais pesada, ou seja, a partir de um determinado valor o aumento do comprimento de sobreposição deixa de ser vantajoso.

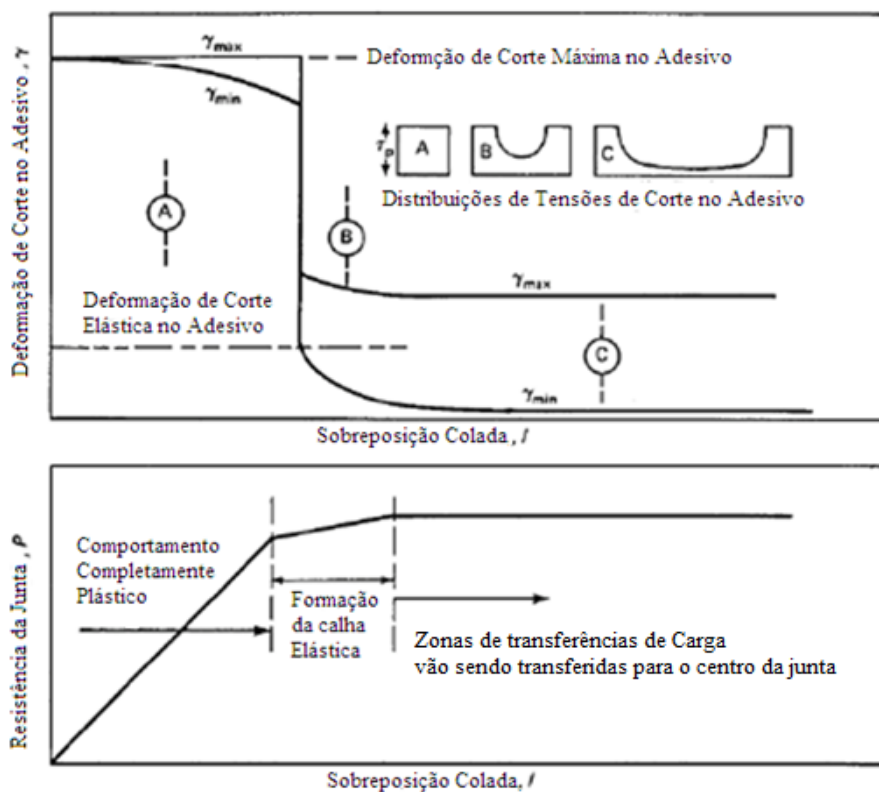


Figura 61 – Influência do comprimento de sobreposição na resistência da junta e na deformação de corte no adesivo [78].

Na figura 62 estão representadas os possíveis tipos de tensão presentes numa junta colada.

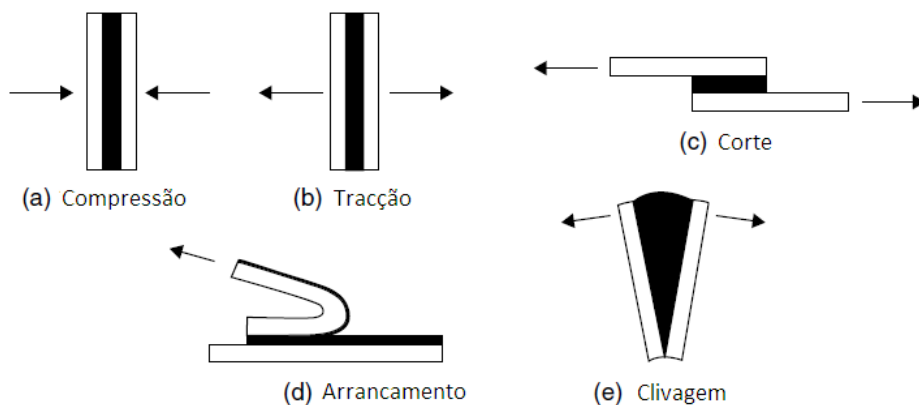


Figura 62 – Diferentes tipos de tensões [76].

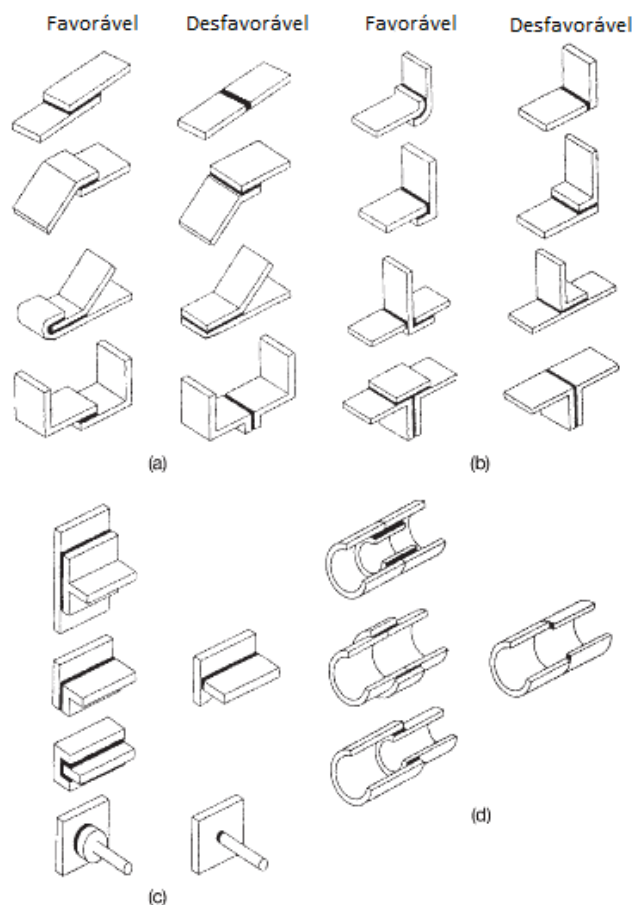
As **tensões de tracção** aparecem quando as forças a actuar perpendicularmente ao plano da junta são distribuídas sobre toda a área colada. As juntas projectadas para serem carregadas à tracção devem de ter limitações físicas a fim de se garantir um carregamento axial, pois quando este é raramente axial tendem a desenvolver-se tensões de arrancamento e clivagem, que são bastante negativas.

As **tensões de corte** surgem quando as forças a actuar no plano do adesivo tentam separá-lo por escorregamento os aderentes. Quando a junta é solicitada ao corte toda a área colada contribui para a resistência da junta, então estas além de serem fáceis de projectar também oferecem propriedades favoráveis.

As juntas solicitadas em **arrancamento** ou **clivagem** oferecem uma muito menor resistência quando comparadas com uma junta solicitada ao corte, visto as tensões estarem concentradas numa área bastante menor da totalidade da colagem, e a restante parte da área colada não tem qualquer

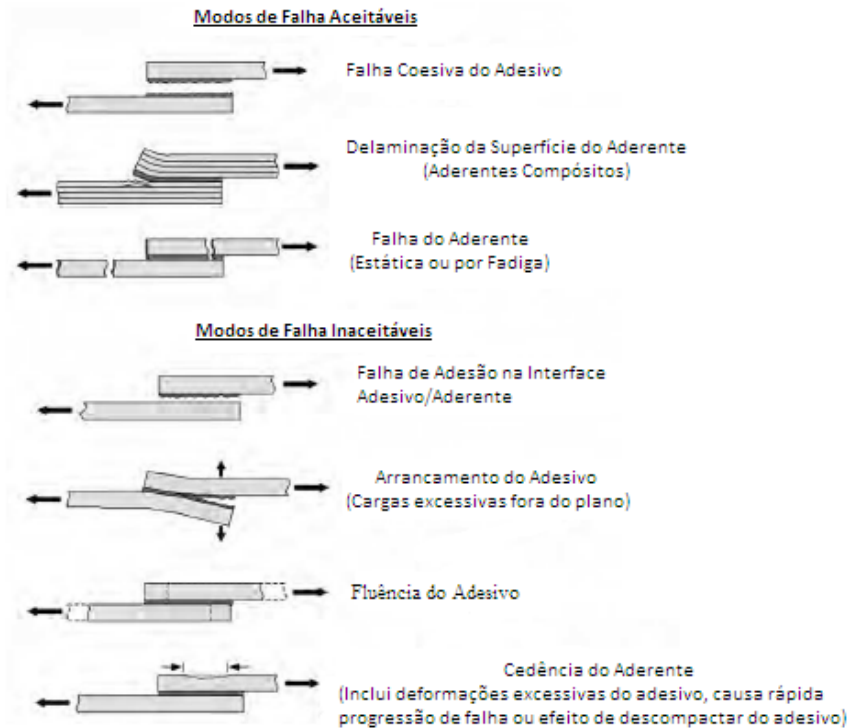
contributo para a resistência da junta. Então, estas tensões devem de ser **evitadas** ou **minimizadas** sempre que possível.

Baseada nas tensões existentes nas juntas e no que foi referido em cima, a figura 63 mostra quais os projectos que são favoráveis e quais são desfavoráveis, tendo em conta todas as tensões presentes nas juntas coladas.



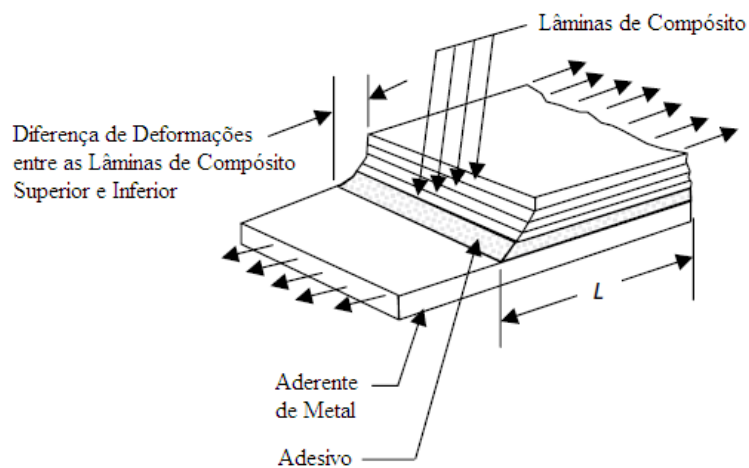
**Figura 63 – Vários projectos de juntas [77].**

Devem ser examinados todos os possíveis modos de falha numa junta colada. A figura 64 mostra alguns destes modos e classifica-os como aceitáveis ou inaceitáveis. Analisando a figura, pode-se ver, por exemplo que pode ser uma indicação de uma má preparação da superfície de colagem, se a junta exibir uma falha adesiva na interface aderente/adetivo em vez de uma falha coesiva, isto irá resultar numa diminuição da duração da junta, ou seja, é um modo de falha inaceitável. O modo de falha aceitável seria então uma falha 100% coesiva no adesivo.



**Figura 64 – Modos de Falhas aceitáveis e inaceitáveis numa junta colada [1].**

Numa junta colada com uso de adesivo usando materiais compósitos pode-se verificar que a primeira lâmina a falhar é normalmente a que esta mais próxima da colagem, visto nos materiais compósitos laminados a resina da matriz funcionar como um adesivo para passar o carregamento aplicado de umas lâminas para as outras e, como a matriz possui uma baixa rigidez de corte, as lâminas do compósito tendem a deformar desigualmente em tensão (Figura 65) [2].



**Figura 65 - Deformação desigual das lâminas num laminado solicitado por uma carga de tracção [1].**

### 3.5. Tipos de juntas

Os tipos mais comuns de juntas utilizadas são (figura 66):

- Junta sobreposta simples;
- Junta sobreposta dupla;
- Junta sobreposta em rampa;
- Junta sobreposta em escada.

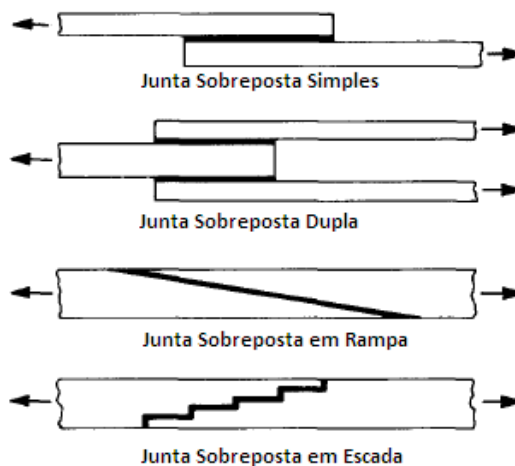


Figura 66 – Tipos de junta [13].

Numa junta adesiva estrutural, a carga é transferida entre os aderentes através do adesivo. A eficiência da transferência da carga depende de determinados parâmetros, como o projecto da junta, as características do adesivo e da interface do adesivo/aderente. Como se verificou, o adesivo funciona eficazmente quando solicitado em corte. Então, para se transferir eficazmente a carga entre os aderentes, estes são sobrepostos de forma que o adesivo seja carregado em corte.

Existe um limite para a espessura dos aderentes a unir que podem ser carregados por uma junta simples. Com o aumento da carga, a espessura dos aderentes deve aumentar e, terá então de se passar de um projecto de uma junta simples, para a uma junta dupla e, finalmente, para as juntas sobrepostas em rampa ou em escada. A figura 67 mostra o efeito do projecto de uma junta para o aumento da carga.

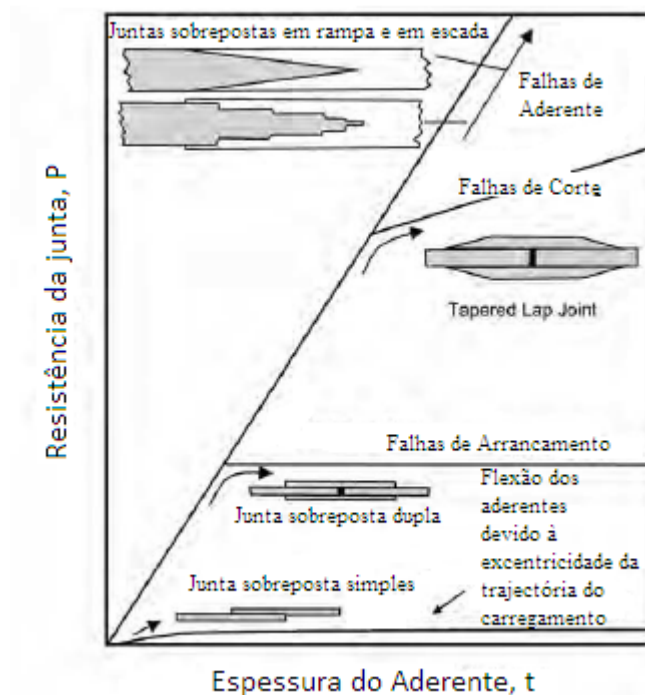


Figura 67 – Efeitos da espessura do aderente nos modos de falha das juntas coladas [1].

O caminho de transferência de carga de uma junta simples é altamente excêntrico, o que causa elevadas tensões de arrancamento, devido aos momentos flectores produzidos. Portanto, este tipo de juntas só devem ser usadas para estruturas sujeitas a pequenas cargas. Normalmente, estas estruturas não devem ser consideradas para o caso em que os aderentes de compósito possuam uma espessura superior a 1.8mm.

Nas juntas duplas as tensões de arrancamento surgem devido ao momento produzido pelas tensões de corte desequilibradas nas extremidades do aderente superior. Estas juntas não possuem momento flector primário, visto que a carga resultante é colinear. As tensões de arrancamento nas juntas duplas apesar de limitarem a espessura do material a ser unido são muito menores quando comparadas com as tensões de arrancamento das juntas simples.

Para a união de aderentes de compósitos mais espessos tem-se então as juntas sobrepostas em rampa e em escada, visto estas desenvolverem tensões de arrancamento desprezáveis. As juntas em rampa são usadas normalmente para reparações. Estas juntas têm a desvantagem que devido ao facto de necessitarem de um ângulo de inclinação raso para transferir a carga de forma eficaz, podem resultar em juntas muitas longas para um conjunto de aderentes espessos. As juntas sobrepostas em escada são juntas de difícil fabrico. Então, devido aos aspectos referidos acima, para se unir aderentes de compósito com espessuras superiores a 3 mm é mais vantajoso e viável usar-se juntas mecânicas.

## 4. Análise de Tensões

### 4.1. Modelo Analítico

#### 4.1.1. Junta Simples

##### Análise Elástica

De acordo com o Yang et al. [79], a formulação para a análise elástica de uma junta simples, seguindo a teoria de primeira ordem é explicada em seguida.

As fórmulas generalizadas dos aderentes e do adesivo, são iguais para as três regiões. O aderente superior e inferior são analisados seguindo a teoria de Reissner-Mindlin. O campo de deslocamentos dos dois aderentes,  $u$  na direcção  $x$ , e  $w$  na direcção  $z$ , pode ser escrito como:

$$u^U = u^{oU}(x) + z^U \phi^U(x) \quad (46)$$

$$u^L = u^{oL}(x) + z^L \phi^L(x) \quad (47)$$

$$w^U = w^U(x) \quad (48)$$

$$w^L = w^L(x) \quad (49)$$

onde  $U$  e  $L$ , correspondem ao aderente superior (*Upper*) e ao inferior (*Lower*) respectivamente, o subscripto  $o$  representa o deslocamento no plano-médio, e  $\phi$  a inclinação correspondente à flexão. Substituindo as equações (46-49) na relação de deslocamento-deformação, obtém-se:

$$\varepsilon_x^U = \frac{du^U}{dx} = \frac{du^{oU}(x)}{dx} + z^U \frac{d\phi^U(x)}{dx} \quad (50)$$

$$\varepsilon_x^L = \frac{du^L}{dx} = \frac{du^{oL}(x)}{dx} + z^L \frac{d\phi^L(x)}{dx} \quad (51)$$

$$\gamma_{xz}^U = \frac{dw^U}{dz^U} + \frac{dw^U}{dx} = \phi^U(x) + \frac{dw^U(x)}{dx} \quad (52)$$

$$\gamma_{xz}^L = \frac{dw^L}{dz^L} + \frac{dw^L}{dx} = \phi^L(x) + \frac{dw^L(x)}{dx} \quad (53)$$

Juntamente com as matrizes de módulo equivalente  $A$ ,  $B$  e  $D$  para laminados ortotrópicos, a resultante da tensão normal  $N_x$ , o momento de flexão por unidade de largura  $M_y$ , e a resultante da tensão de corte transversal  $Q_z$ , pode ser obtida como:

$$N_x^U = A_{11}^U \frac{du^{oU}}{dx} + B_{11}^U \frac{d\phi^U(x)}{dx} \quad (54)$$

$$N_x^L = A_{11}^L \frac{du^{oL}}{dx} + B_{11}^L \frac{d\phi^L(x)}{dx} \quad (55)$$

$$M_y^U = B_{11}^U \frac{du^{oU}}{dx} + D_{11}^U \frac{d\phi^U(x)}{dx} \quad (56)$$

$$M_y^L = B_{11}^L \frac{du^{oL}}{dx} + D_{11}^L \frac{d\phi^L(x)}{dx} \quad (57)$$

$$Q_z^U = ks A_{55}^U \left( \phi^U(x) + \frac{dw^U(x)}{dx} \right) \quad (58)$$

$$Q_z^L = ks A_{55}^L \left( \phi^L(x) + \frac{dw^L(x)}{dx} \right) \quad (59)$$

onde a rigidez equivalente  $A_{11}$ ,  $B_{11}$ ,  $D_{11}$ , e  $A_{55}$ , para o aderente superior e inferior são calculados com base na seguinte formulação:

$$(A_{11}^U, B_{11}^U, D_{11}^U) = \int_{-\frac{h^U}{2}}^{\frac{h^U}{2}} Q_{11}^{(i)U} [1, z^U, (z^U)^2] dz^U \quad (60)$$

$$(A_{11}^L, B_{11}^L, D_{11}^L) = \int_{-\frac{h^L}{2}}^{\frac{h^L}{2}} Q_{11}^{(i)L} [1, z^L, (z^L)^2] dz^L \quad (61)$$

$$A_{55}^U = \int_{-\frac{h^U}{2}}^{\frac{h^U}{2}} Q_{55}^{(i)U} dz^U \quad (62)$$

$$A_{55}^L = \int_{-\frac{h^L}{2}}^{\frac{h^L}{2}} Q_{55}^{(i)L} dz^L \quad (63)$$

onde  $Q_{11}^{(i)}$  e  $Q_{55}^{(i)}$  representam a rigidez de tracção na direcção  $x$  e a rigidez de corte transversal da  $i^{ésima}$  camada, respectivamente,  $h^U$  é a espessura do aderente superior,  $h^L$  é a espessura do aderente inferior, e  $ks$  é o factor de correcção de corte.

A fim de se estabelecer as equações de equilíbrio, um diagrama de corpo livre dos laminados e do adesivo é apresentado na figura 68. As equações de equilíbrio são então:

$$\frac{\partial N_x^U}{\partial x} = -\tau^U \quad (64)$$

$$\frac{\partial N_x^L}{\partial x} = \tau^L \quad (65)$$

$$\frac{\partial M_y^U}{\partial x} = Q_z^U + \frac{h^U}{2} \tau^U \quad (66)$$

$$\frac{\partial M_y^L}{\partial x} = Q_z^L + \frac{h^L}{2} \tau^L \quad (67)$$

$$\frac{\partial Q_z^U}{\partial x} = q^U \quad (68)$$

$$\frac{\partial Q_z^L}{\partial x} = -q^L \quad (69)$$

onde  $\tau^U$  e  $q^U$  são a tensão de corte no adesivo, e a tensão interlaminar (tensão normal na direcção  $z$ ), respectivamente, na interface aderente superior/adesivo,  $\tau^L$  e  $q^L$  são as tensões de corte e interlaminar na interface do adesivo/aderente inferior.

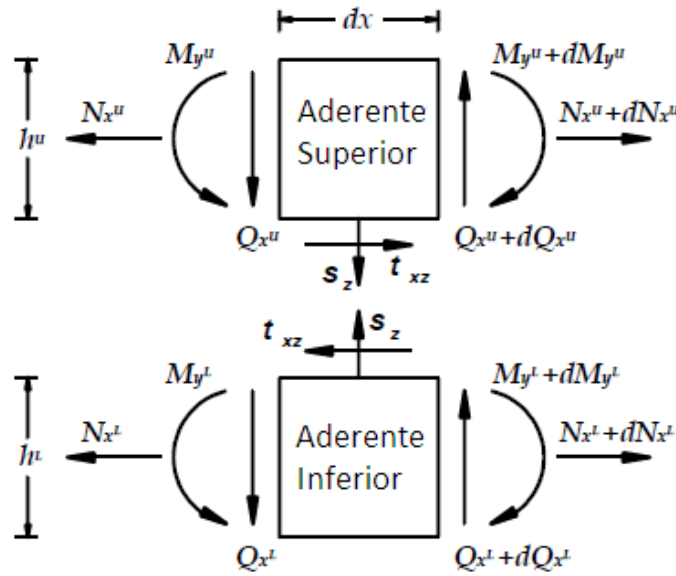


Figura 68 – Diagrama de corpo livre [79].

Para o adesivo, tem-se agora:

O deslocamento do adesivo na direcção  $x$ ,  $u_a$ , e o deslocamento na direcção  $z$ ,  $w_a$ , são assumidos como polinómios de  $x$  e  $z$  com coeficientes indeterminados  $A_m$  e  $B_m$  ( $m = 1, 2, 3, n$ )

$$u_a = u_o(x, z) + \sum_m A_m u_m(x, z) = u_o(x, z) + \left(z + \frac{\eta}{2}\right) \left(z - \frac{\eta}{2}\right) (A_1 + A_2 x + A_3 z + \dots) \quad (70)$$

$$w_a = w_o(x, z) + \sum_m B_m w_m(x, z) = w_o(x, z) + \left(z + \frac{\eta}{2}\right) \left(z - \frac{\eta}{2}\right) (B_1 + B_2 x + B_3 z + \dots) \quad (71)$$

onde  $u_o$  e  $w_o$  são funções lineares de  $z$ , que satisfazem a continuidade nas interfaces superior e inferior entre o adesivo e o aderente, e onde  $z = \eta/2$  e  $z = -\eta/2$ . Portanto,  $u_o$  e  $w_o$  estão relacionados com os deslocamentos dos aderentes como:

$$u_o(x,z) = \frac{1}{2}u^{oU}(x) - \frac{1}{4}h^U\phi^U(x) + \frac{1}{2}u^{oL}(x) + \frac{1}{4}h^L\phi^L(x) - \frac{z}{2\eta}[-2u^{oU}(x) + h^U\phi^U(x) + 2u^{oL}(x) + h^L\phi^L(x)] \quad (72)$$

$$w_o(x,z) = \frac{1}{2}w^U(x) + \frac{1}{2}w^L(x) + \frac{z}{\eta}[w^U(x) - w^L(x)] \quad (73)$$

Sob o estado plano de deformações, a tensão arrancamento do adesivo  $\sigma_{a,z}$ , e a tensão de corte  $\tau_{a,xz}$ , pode ser determinada em termos dos deslocamentos do adesivo da seguinte forma:

$$\sigma_{a,z} = \frac{E}{1-\nu} \frac{\partial w_a}{\partial z} \quad (74)$$

$$\tau_{a,xz} = G \left( \frac{\partial u_a}{\partial z} + \frac{\partial w_a}{\partial x} \right) \quad (75)$$

em que  $E$  e  $G$  são o módulo de Young e o módulo de corte do adesivo, respectivamente, e  $\nu$  o coeficiente de Poisson do adesivo.

As tensões de corte e arrancamento nas interfaces entre o adesivo e os aderentes podem ser representados como as tensões na superfície superior e inferior do adesivo.

$$\tau^U = -(\tau_{a,xz})_{@z=\eta/2} \quad (76)$$

$$\tau^L = -(\tau_{a,xz})_{@z=-\eta/2} \quad (77)$$

$$q^U = (\sigma_{a,z})_{@z=\eta/2} \quad (78)$$

$$q^L = (\sigma_{a,z})_{@z=-\eta/2} \quad (79)$$

A energia de deformação  $U$  no adesivo pode ser escrita como:

$$\begin{aligned} U &= \frac{E}{2(1+\nu)} \iint \left[ \frac{1}{1-\nu} \left( \frac{\partial w}{\partial z} \right)^2 + \frac{1}{2} \left( \frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} \right)^2 \right] dx dz \\ &= \frac{E}{2(1+\nu)} \int_{-\frac{\eta}{2}}^{\frac{\eta}{2}} \left[ \int_0^l \left[ \frac{1}{1-\nu} \left( \frac{\partial w}{\partial z} \right)^2 + \frac{1}{2} \left( \frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} \right)^2 \right] dx \right] dz \end{aligned} \quad (80)$$

onde  $l$  é o comprimento da sobreposição. Usando o princípio da energia potencial mínima, os deslocamentos  $u$  e  $w$  quando o adesivo está sob equilíbrio estático devem satisfazer as seguintes equações:

$$\frac{\partial U}{\partial A_m} = \int \bar{X} u_m dS \quad m = 1, 2, 3, K \quad (81)$$

$$\frac{\partial U}{\partial B_m} = \int \bar{Z} w_m dS \quad m = 1, 2, 3, K \quad (82)$$

onde  $\bar{X}$  e  $\bar{Z}$  representam as cargas de superfície em  $x$  e  $z$ , respectivamente, aplicadas sobre o adesivo, e  $dS$  sobre a periferia do adesivo. Tendo em consideração que o adesivo tem duas superfícies livres nas extremidades da sobreposição, então as cargas de superfície  $\bar{X}$  e  $\bar{Z}$  nas duas extremidades da sobreposição são zero. Como descrito nas equações (66) e (67)  $u_m$  e  $w_m$ , são zero, tanto na parte superior como na parte inferior da interface do aderente/adesivo de modo a satisfazer as condições de continuidade. Portanto as equações (77) e (78) ficam:

$$\frac{\partial U}{\partial A_m} = 0 \quad m = 1, 2, 3, K \quad (83)$$

$$\frac{\partial U}{\partial B_m} = 0 \quad m = 1, 2, 3, K \quad (84)$$

Apesar de esta formulação não ter sido usada na presente dissertação, é bastante útil para compreender o comportamento da junta.

Pode-se encontrar as condições de fronteira usar nesta análise elástica no artigo científico [79].

### Análise Elasto-Plástica

De acordo com o Yang et al. [80], a formulação para a análise elasto-plástica de uma junta simples, seguindo a teoria de primeira ordem, é expressa em seguida.

Na análise elasto-plástica, o modelo é dividido em três regiões (Figura 69). Existe uma zona plástica no adesivo em cada extremidade da sobreposição em que a tensão de corte do adesivo atinge o seu limite de elasticidade.

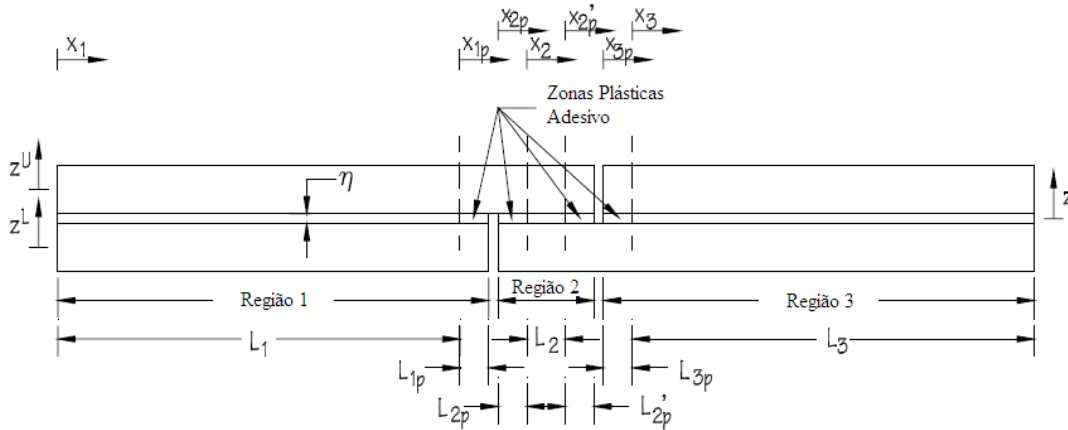


Figura 69 – Sistema de coordenadas e configuração da junta [80].

### Formulação do Aderente

As fórmulas generalizadas dos aderentes e do adesivo são as mesmas para as três regiões, como já foi visto anteriormente:

$$u^U = u^{oU}(x) + z^U \phi^U(x) \quad (85)$$

$$u^L = u^{oL}(x) + z^L \phi^L(x) \quad (86)$$

$$w^U = w^U(x) \quad (87)$$

$$w^L = w^L(x) \quad (88)$$

onde  $U$  e  $L$  significam superior e inferior, respectivamente, o sobrescrito  $o$  representa o deslocamento no plano médio,  $\phi$  é a inclinação correspondente à flexão. Depois de se substituir as equações (85) até (88) nas relações deformações-deslocamentos juntamente com as matrizes de módulo equivalentes  $[A]$ ,  $[B]$  e  $[D]$  para os laminados ortotrópicos, a tensão normal resultante  $N_x$ , o momento flector por unidade de largura  $M_y$  e a tensão de corte transversal  $Q_z$  podem ser obtidas do seguinte modo:

$$N_x = A_{11} \frac{du^o(x)}{dx} + B_{11} \frac{d\phi(x)}{dx} \quad (89)$$

$$M_y = B_{11} \frac{du^o(x)}{dx} + D_{11} \frac{d\phi(x)}{dx} \quad (90)$$

$$Q_z = k_s A_{55} \left( \phi(x) + \frac{dw(x)}{dx} \right) \quad (91)$$

onde  $k_s$  é o factor de correcção de corte. A fim de se estabelecer as equações de equilíbrio, a figura 70 mostra o diagrama de corpo livre dos aderentes e do adesivo. As equações de equilíbrio da força do aderente superior são então as seguintes:

$$\frac{dN_x^U}{dx} = -\tau_{xz} \quad (92)$$

$$\frac{dM_y^U}{dx} = Q_z^U + \frac{h^U}{2} \tau_{xz} \quad (93)$$

$$\frac{dQ_z^U}{dx} = \sigma_z \quad (94)$$

onde  $\tau_{xz}$  e  $\sigma_z$  são as tensões de corte e de arrancamento do adesivo, respectivamente, e  $h^U$  é a espessura do aderente superior. As três equações de equilíbrio para o aderente inferior podem ser obtidas de forma análoga à anterior.

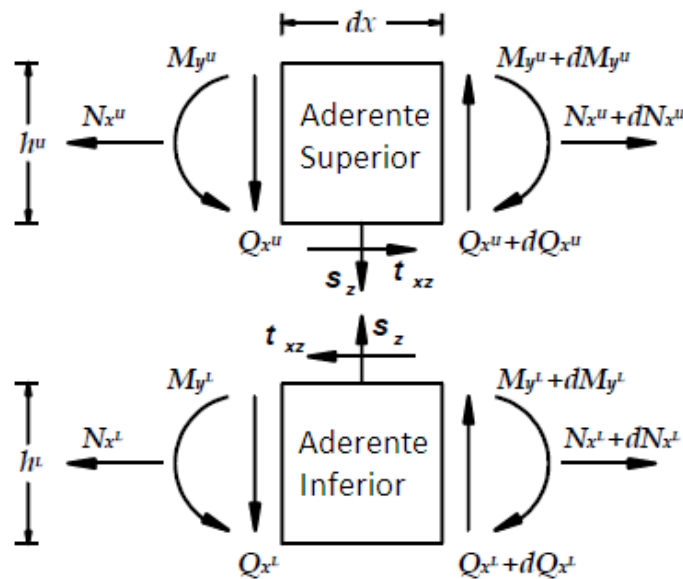


Figura 70 – Diagrama de corpo livre [80].

### Comportamento do adesivo nas regiões que sofrem deformações elásticas

Assumindo uma colagem perfeita entre o adesivo e as superfícies do aderente, com base na cinemática dos aderentes, as deformações do adesivo estão relacionadas com a superfície inferior do aderente superior e a superfície superior do aderente inferior. Nos termos do campo de deslocamento dos dois aderentes, as deformações do adesivo podem ser escritas da seguinte forma:

$$\gamma_{xz} = \frac{\left[ (u^{oL} - u^{oU}) + \left( \frac{h^L}{2} \phi^L + \frac{h^U}{2} \phi^U \right) - \frac{1}{2} \left( \frac{dw^L}{dx} + \frac{dw^U}{dx} \right) \right]}{\eta} \quad (95)$$

$$\varepsilon_x = \frac{1}{2} \frac{d}{dx} \left[ (u^{oL} - u^{oU}) + \left( \frac{h^L}{2} \phi^L + \frac{h^U}{2} \phi^U \right) \right] \quad (96)$$

$$\varepsilon_z = \frac{1}{\eta} (w^U - w^L) \quad (97)$$

onde  $\eta$  é a espessura do adesivo. Sob uma condição de deformação plana, as tensões do adesivo podem ser obtidas como:

$$\sigma_x = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} [(1-\nu)\varepsilon_x + \nu\varepsilon_z] \quad (98)$$

$$\sigma_y = \frac{\nu E}{(1+\nu)(1-2\nu)} (\varepsilon_x + \varepsilon_z) \quad (99)$$

$$\sigma_z = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} [(1-\nu)\varepsilon_z + \nu\varepsilon_x] \quad (100)$$

e

$$\tau_{xz} = G\gamma_{xz} \quad (101)$$

### Comportamento do adesivo nas regiões que sofrem deformações elasto-plásticas

São esperadas elevadas tensões no adesivo perto das extremidades da junta. Portanto, é necessário assumir uma zona plástica perto destas extremidades, onde é considerada a cedência do adesivo. Com base no modelo de material de Prandtl-Reuss, o incremento de deformação plástica é expresso pela regra de fluxo:

$$d\varepsilon_{ij}^p = \frac{\partial g}{\partial \sigma_y} d\lambda \quad (102)$$

onde  $\varepsilon_{ij}$  e  $\sigma_{ij}$  são os tensores de deformação e de tensão do adesivo, respectivamente, e  $g$  é o potencial plástico. Quando é assumido para o adesivo um comportamento elasto-perfeitamente plástico baseado no critério de cedência de Von Mises, o potencial plástico pode ser expresso por:

$$g = J_2 = \frac{1}{2} s_{ij} s_{ji} \quad (103)$$

portanto, a equação (102) pode ser escrita como segue:

$$\frac{d\varepsilon_x^p}{s_x} = \frac{d\varepsilon_y^p}{s_y} = \frac{d\varepsilon_z^p}{s_z} = \frac{d\gamma_{xy}^p}{\tau_{xy}} = \frac{d\gamma_{yz}^p}{\tau_{yz}} = \frac{d\gamma_{xz}^p}{\tau_{xz}} = d\lambda \quad (104)$$

Também, para um material perfeitamente plástico, a equação pode ser escrita da seguinte forma:

$$d\sigma_{ij} = 2Gde_{ij} + Kd\varepsilon_{kk} \delta_{ij} - \frac{Gs_{mn} de_{mn}}{k^2} s_{ij} \quad (105)$$

onde  $\varepsilon_{ij}$  é o tenão de deformação diferencial,  $\delta_{ij}$  é o delta de Kronecker,  $k = (J_2)^2$ ,  $J_2$  é o segundo invariante do tensor de tensão diferencial,  $G$  é o módulo de corte, e

$$K = \frac{E}{3(1-2\nu)} \quad (106)$$

A tensão de Von Mises  $\sigma^{VM}$  pode ser expressa em termos das tensões principais e a tensão de corte como se segue:

$$\sigma^{VM} = \sqrt{\frac{3}{2}(s_x^2 + s_y^2 + s_z^2) + 3\tau_{xz}^2} \quad (107)$$

Assumindo que a tensão de corte  $\tau_{xz}$  é muito maior do que todos os três componentes de tensão diferencial quando o adesivo atinge a tensão de cedência na extremidade da junta

$$\tau_{xz} = \frac{\sigma_{cedência}}{\sqrt{3}} \quad (108)$$

e

$$\begin{aligned} s_x &\approx 0 \\ s_y &\approx 0 \\ s_z &\approx 0 \end{aligned} \quad (109)$$

Com base neste pressuposto e nas equações (2-21), pode ser mostrado que  $d\sigma_x \approx d\sigma_y \approx d\sigma_z$  depois de o adesivo atingir a tensão de cedência. Portanto, o comportamento do adesivo nas zonas plásticas é o seguinte:

$$\sigma_x = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} [(1-\nu)\varepsilon_x + \nu\varepsilon_z] \quad (110)$$

$$\sigma_y = \frac{\nu E}{(1+\nu)(1-2\nu)} (\varepsilon_x + \varepsilon_z) \quad (111)$$

$$\sigma_z = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} [(1-\nu)\varepsilon_z + \nu\varepsilon_x] \quad (112)$$

e

$$\tau_{xz} = \tau_p = \frac{\sigma_{cedência}}{\sqrt{3}} \quad (113)$$

Como na análise elástica, para a análise elasto-plástica, pode-se encontrar as condições de fronteira para resolução destas equações no artigo [80]. De referir ainda que esta formulação não foi utilizada durante a dissertação, foi colocada pois é bastante útil para compreender o comportamento da junta.

## 4.2 Modelo Numérico

A modelação numérica das juntas simples foi realizada através do método dos elementos finitos (MEF), utilizando o software computacional ABAQUS®, possuindo uma extensiva biblioteca de elementos, além de encontrar expressiva aplicação em diversos trabalhos na área de adesão, inclusive na área de aeroespacial.

A seguir são discutidos os procedimentos da chamada fase de pré-processamento da modelação em MEF, com alusão aos módulos de organização típica do programa: *Parts*, *Propriedades*, *Montagem*, *Step*, *Carregamento* e *Malha*. É ainda de referir que o sistema de eixos do ABAQUS difere do sistema de eixos habitual.

### 4.2.1. Modelo numérico usado como referência.

#### Junta Simples

Foram realizados dois modelos numéricos, um relativamente à análise elástica da junta, no qual foi usado o artigo de Yang et al. [79] e num onde foi feito o estudo elasto-plástico que foi baseado no artigo de Broughton et al. [81]. As propriedades do adesivo usado na análise elástica encontra-se na tabela 5. No caso elasto-plástico foram também retiradas as tensões e deformações ao longo de cinco linhas de diferentes localizações com o intuito de comparar as tensões e deformações que ocorrem na linha média do adesivo, nas interfaces adesivo/aderente e no compósito (Figura 73). A figura 71 representa as dimensões da junta do artigo [79], enquanto a figura 72 representa as dimensões da junta do artigo [81].

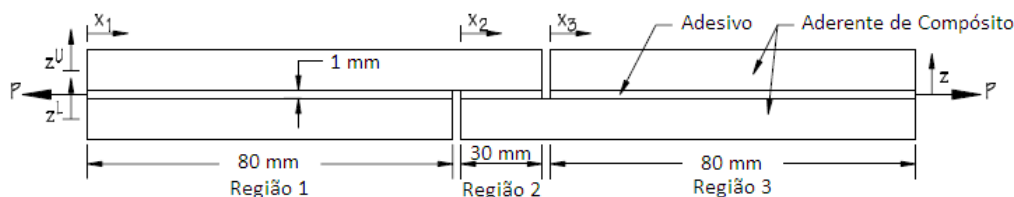


Figura 71 - Dimensões da junta simples da primeira validação [79].

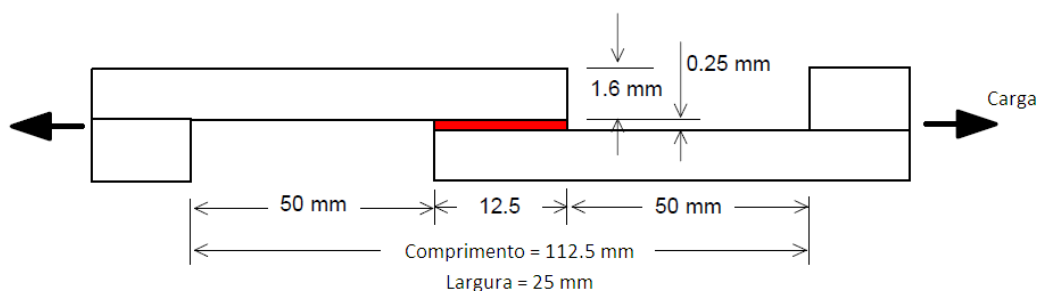
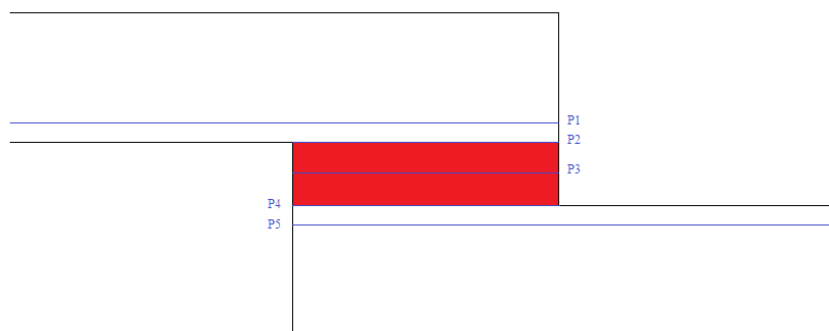


Figura 72 - Dimensões da junta simples da segunda validação [81].



**Figura 73 – Localizações onde foram analisadas as tensões da junta simples.**

Na validação do caso referente à análise elástica, na fase do pré-processamento da modelação, a junta foi modelada num modelo bidimensional em espessura usando elementos planos deformáveis. A finalidade da junta é transferir o carregamento de tracção ou de corte entre os dois aderentes. As análises geralmente referem-se a juntas carregadas à tracção com uma grande largura, neste caso a distribuição de tensões pode ser assumida como sendo idêntica em todas as secções ao longo da junta e os efeitos da extremidade podem ser ignorados. Devido à geometria simples da junta, esta foi modelada usando os comandos dos ABAQUS no módulo *parts*. Criaram-se então duas peças, o adesivo e a lâmina. Posto isto, foi definido no módulo das propriedades os materiais usados na análise, ou seja, o adesivo - definido como isotrópico - e o compósito – definido como ortotrópico. Foram depois criadas as secções, como sendo sólidas – pois pretende-se saber as distribuições de tensões em detalhe na linha de adesão - e homogéneas. No módulo de montagem, foi construído o laminado, acoplando as lâminas criadas no módulo peças. Depois de criados os laminados, foram associados a cada lâmina a sua secção correspondente, ou seja, à lâmina com um angulo de 90°, foi associado a secção com o material com as propriedades do compósito a 90°. Para as lâminas diferentes de 0° e 90°, foram calculadas as propriedades usando o software MAPLE, com base análise macromecânica do laminado. Tendo já o laminado e o adesivo, uniu-se estas três *parts* no módulo de montagem e foram definidos uns constrangimentos *tie* para simular a colagem entre as três peças. Foram usados elementos CPE8 da biblioteca do ABAQUS, que são elementos no estado de deformação plana com oito nós.

Sabendo como calcular os coeficientes de rigidez elástica e usando os valores do material T300/5208 da Tabela 4, foram obtidos os respectivos valores que se encontram apresentados a seguir:

**Matriz para 0°:**

$$\begin{bmatrix} 1.84 \cdot 10^{11} & 4.49 \cdot 10^9 & 4.49 \cdot 10^9 & 0 & 0 & 0 \\ 4.49 \cdot 10^9 & 1.18 \cdot 10^{10} & 4.22 \cdot 10^9 & 0 & 0 & 0 \\ 4.49 \cdot 10^9 & 4.22 \cdot 10^9 & 1.18 \cdot 10^{10} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 7.17 \cdot 10^9 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 7.17 \cdot 10^9 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 3.815 \cdot 10^9 \end{bmatrix}$$

**Matriz para 90°:**

$$\begin{bmatrix} 1.18 \cdot 10^{10} & 4.49 \cdot 10^9 & 4.22 \cdot 10^9 & 0 & 0 & 0 \\ 4.49 \cdot 10^9 & 1.84 \cdot 10^{11} & 4.49 \cdot 10^9 & 0 & 0 & 0 \\ 4.22 \cdot 10^9 & 4.49 \cdot 10^9 & 1.18 \cdot 10^{10} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 7.17 \cdot 10^9 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 7.17 \cdot 10^9 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 3.815 \cdot 10^9 \end{bmatrix}$$

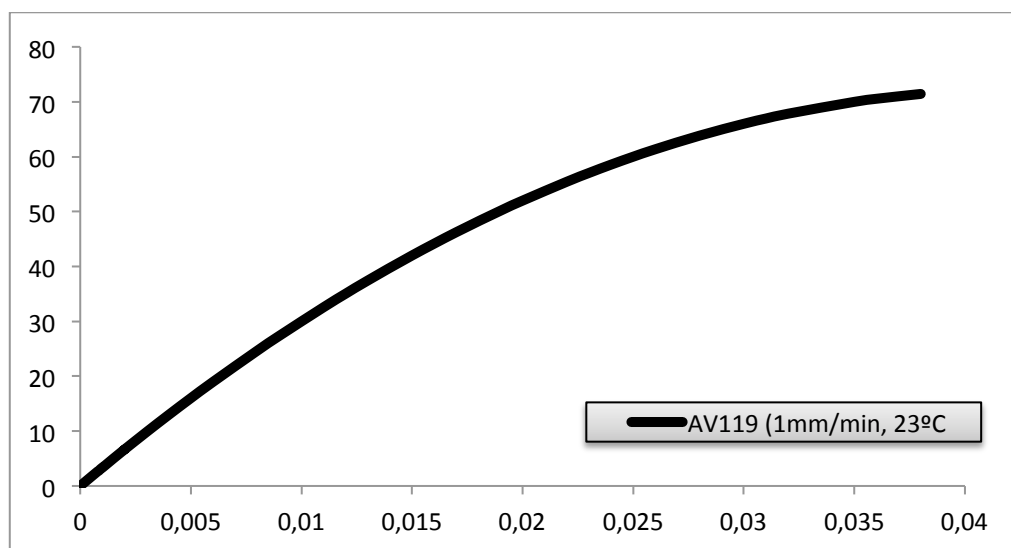
**Matriz para 45°:**

$$\begin{bmatrix} 5.49 \cdot 10^{10} & 4.73 \cdot 10^{10} & 4.36 \cdot 10^9 & 0 & 0 & 4.29 \cdot 10^{10} \\ 4.73 \cdot 10^{10} & 5.49 \cdot 10^{10} & 4.36 \cdot 10^9 & 0 & 0 & 4.29 \cdot 10^{10} \\ 4.36 \cdot 10^9 & 4.36 \cdot 10^9 & 1.18 \cdot 10^{10} & 0 & 0 & 1.40 \cdot 10^8 \\ 0 & 0 & 0 & 7.17 \cdot 10^9 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 7.17 \cdot 10^9 & 0 \\ 4.29 \cdot 10^{10} & 4.29 \cdot 10^{10} & 1.40 \cdot 10^8 & 0 & 0 & 4.66 \cdot 10^{10} \end{bmatrix}$$

**Matriz para -45°**

$$\begin{bmatrix} 5.49 \cdot 10^{10} & 4.73 \cdot 10^{10} & 4.36 \cdot 10^9 & 0 & 0 & -4.29 \cdot 10^{10} \\ 4.73 \cdot 10^{10} & 5.49 \cdot 10^{10} & 4.36 \cdot 10^9 & 0 & 0 & -4.29 \cdot 10^{10} \\ 4.36 \cdot 10^9 & 4.36 \cdot 10^9 & 1.18 \cdot 10^{10} & 0 & 0 & -1.40 \cdot 10^8 \\ 0 & 0 & 0 & 7.17 \cdot 10^9 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 7.17 \cdot 10^9 & 0 \\ -4.29 \cdot 10^{10} & -4.29 \cdot 10^{10} & -1.40 \cdot 10^8 & 0 & 0 & 4.66 \cdot 10^{10} \end{bmatrix}$$

No caso da validação elasto-plástica, foi feita de forma análoga relativamente à validação elástica, mas como seria de esperar o adesivo além do comportamento elástico, foi também definido com um comportamento plástico. Para este efeito foi efectuada uma análise não-linear. Nesta análise foram feitos dois estudos de validação nos quais a única diferença foi a malha usada (Figura 75- 78). Depois da análise dos resultados obtidos decidiu-se prosseguir a análise com a malha da figura 77, pois a diferença de resultados não é muita e, esta tem um menor peso computacional.



**Figura 74 – Gráfico de tensões vs. deformações do adesivo AV119.**

Os valores necessários para definir o comportamento plástico, encontram-se na figura 74. Os valores desta curva foram transformados em valores de **Tensão Real** e **Deformação Plástica**, através das fórmulas:

$$Deformação Real = \ln(1 + Deformação Nominal) \quad (114)$$

$$Tensão Real = Tensão Nominal \times (1 + Deformação Nominal) \quad (115)$$

$$Deformação Plástica = Deformação Real \times \left( \frac{Tensão Real}{E} \right) \quad (116)$$

$$E = \frac{\text{Tensão Real}}{\text{Deformação Real}} \quad (117)$$

estes valores foram inseridos no ABAQUS, para definir o comportamento plástico.

A junta foi encastrada numa extremidade, e na outra além do constrangimento relativamente à rotação em  $z$  e deslocamento em  $y$ , foi aplicada uma pressão no sentido do eixo  $x$ . De acordo com o artigo [81] é aplicada uma força de 8kN. Como foi aplicada uma pressão, tem-se:

$$P = \frac{F}{A} \quad (118)$$

Para a área tem-se que:

$$A = b \times h \quad (119)$$

Com  $b$  sendo a largura de junta e  $h$  como sendo a altura. Resolvendo as equações (118-119), tem-se então:

$$A = b \times h = 25 \times 10^{-3} \times 1,6 \times 10^{-3} = 4 \times 10^{-5} m$$

$$P = \frac{8 \times 10^3}{4 \times 10^{-5}} = 2 \times 10^8 Pa$$

**Tabela 4 – Propriedades elásticas dos Aderentes [79, 81].**

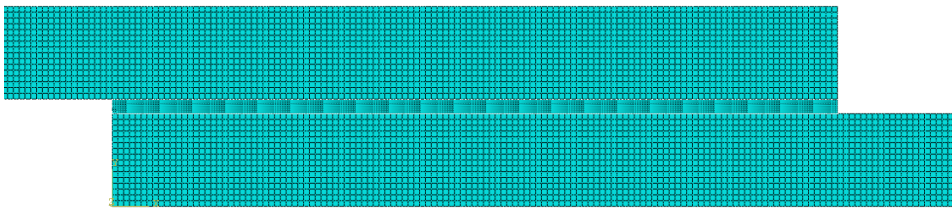
Propriedades	Tufnol 10G/40	T300/5208	CR1 Mild Steel
$E_{11}$ (GPa)	25.2	181	206
$E_{22}$ (GPa)	10.7	10.3	206
$E_{33}$ (GPa)	25.2	10.3	206
$\nu_{12}$	0.40	0.28	0.38
$\nu_{13}$	0.14	0.35	0.38
$\nu_{23}$	0.40	0.28	0.38
$G_{12}$ (GPa)	3.25	7.17	74.6
$G_{13}$ (GPa)	4.41	7.17	74.6
$G_{23}$ (GPa)	3.25	3.815	74.6

**Tabela 5 – Propriedades elásticas do adesivo [82].**

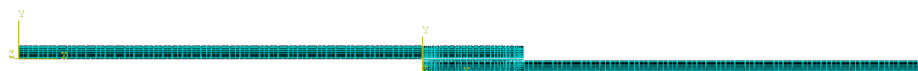
Propriedades	AV119
$E$ (GPa)	3.05
Resistência (MPa)	71.3
$\nu_{12}$	0.34
$G$ (GPa)	1.10
Resistência (MPa)	41.0



**Figura 75 – Primeira malha estudada da junta simples – Malha 1.**



**Figura 76 – Detalhe da zona de sobreposição da primeira malha estudada.**



**Figura 77 – Segunda malha estudada na junta simples – Malha 2.**

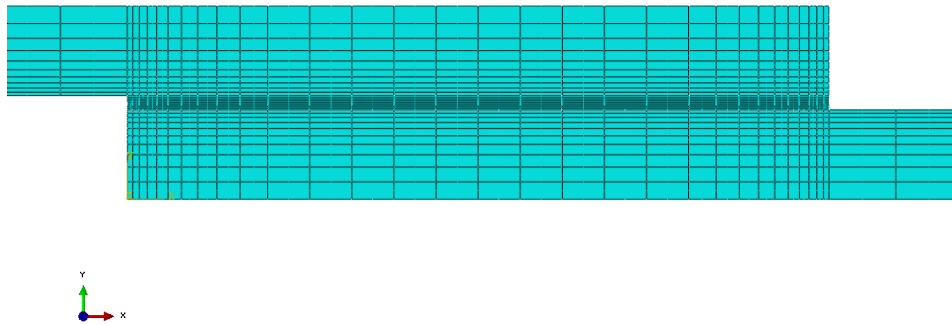


Figura 78 – Detalhe da zona de sobreposição da segunda malha estudada.

Na realização da análise elástica, a única diferença foi na caracterização do material no módulo das propriedades, em que se definiu o material como tendo um comportamento elástico.

### Junta Dupla

A figura 79 refere-se ao dimensionamento da junta sobreposta dupla, usada na análise por elementos finitos. Na junta dupla também foi feito o estudo das tensões de arrancamento e de corte em cinco localizações diferentes à semelhança com o que foi referido anteriormente para a junta simples (Figura 80).

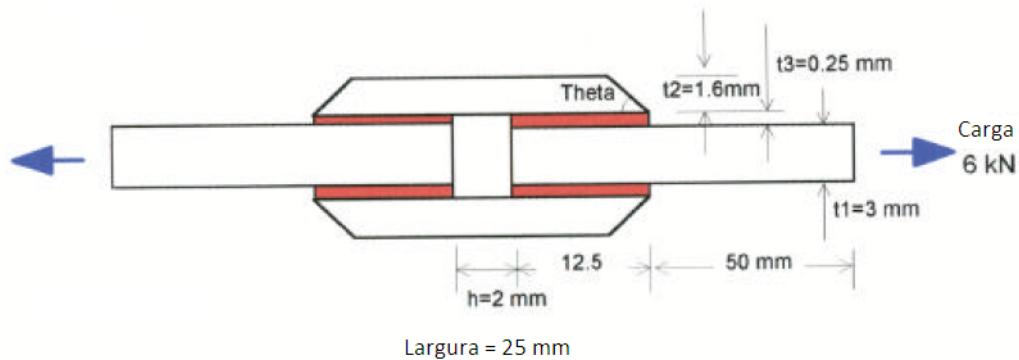
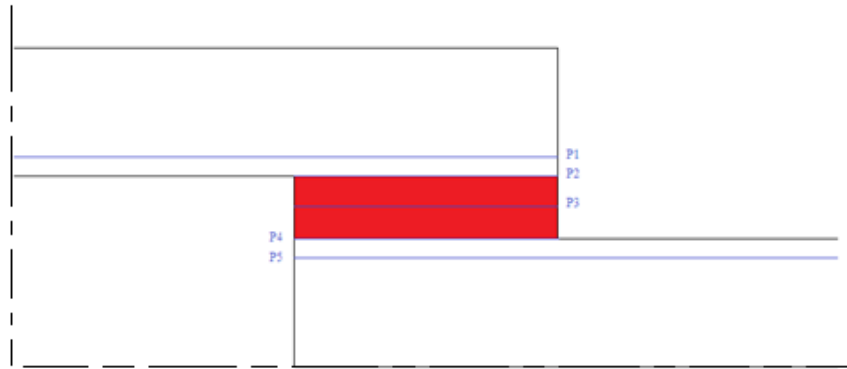
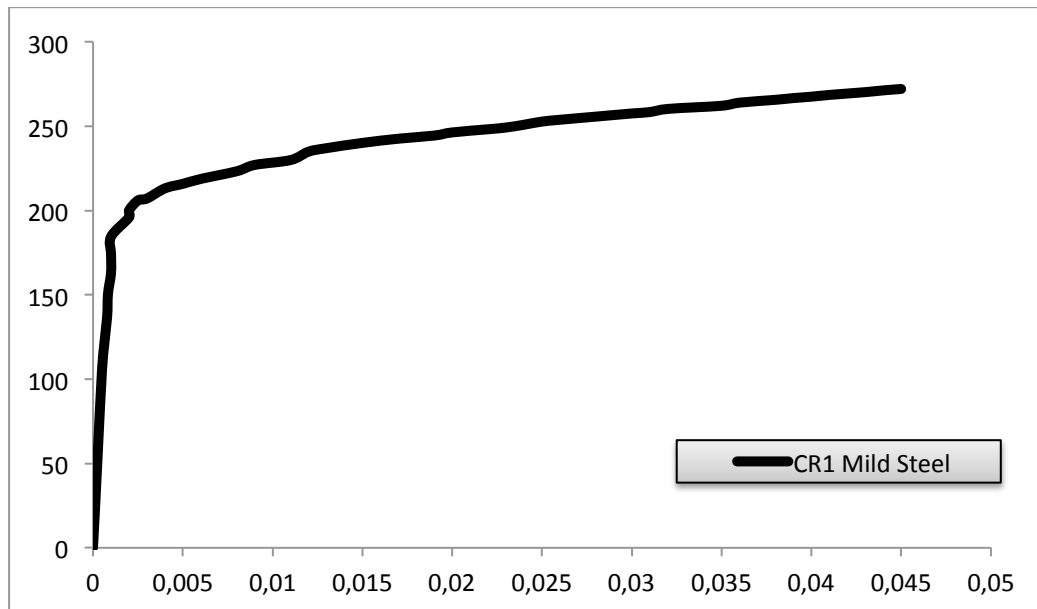


Figura 79 – Dimensões da junta dupla [83].



**Figura 80 – Localizações dos cinco caminhos de onde foram retirados as tensões na junta dupla.**

Na validação da junta dupla, esta foi modelada de forma análoga à modelação da junta simples. Foram também usados dois modelos diferentes de malha (Figuras 82 - 85), e como na junta simples, após a análise dos resultados optou-se pela segunda, que apresenta um menor peso computacional. A figura 81 mostra a curva do gráfico CR1 Mild Steel usado na validação da junta dupla. Foi através deste gráfico que foram retirados os valores usados para definir este material.



**Figura 81 – Curva de tensões vs. deformações do aço CR1.**

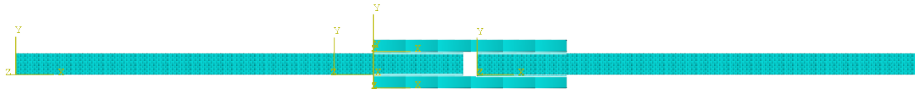


Figura 82 – Primeira malha estudada na análise da junta dupla.

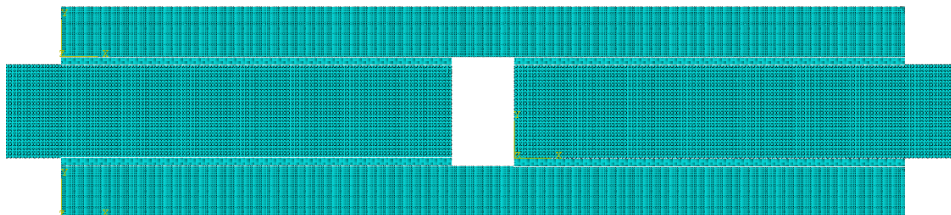


Figura 83 – Detalhe da zona de sobreposição da primeira malha estudada.

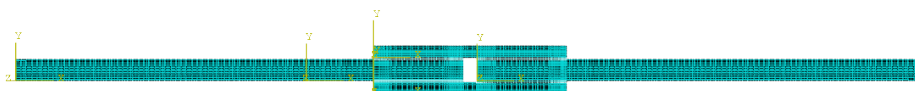
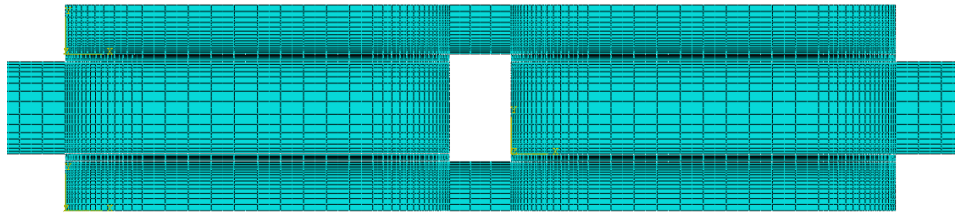


Figura 84 – Segunda malha estudada na análise da junta dupla.



**Figura 85 – Detalhe da zona da sobreposição da segunda malha estudada.**

## 5. Análise da Resistência das Juntas

### 5.1. Modelo coesivo

O CZM (*cohesive zone model*) simula o dano macroscópico ao longo de um caminho de falha pré-definido pela especificação de uma resposta de tracção-separação entre os nós iniciais coincidentes do caminho pré-definido.

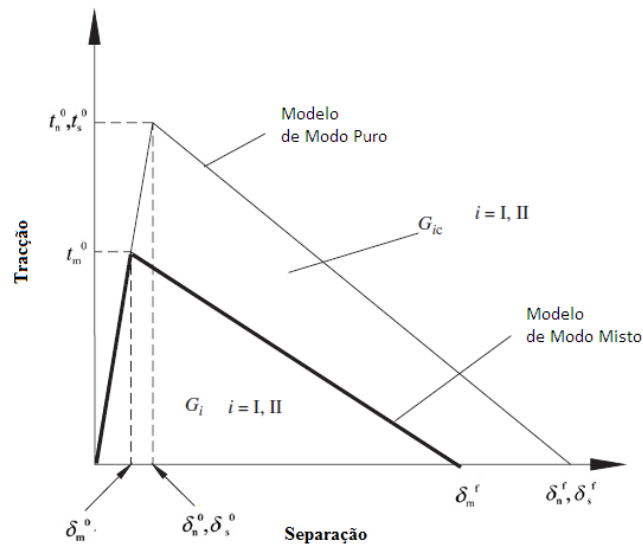


Figura 86 – Resposta de tracção-separação.

Como se pode verificar pela figura 86, numa resposta de tracção-separação onde é considerada uma lei triangular, à medida que a separação das interfaces aumenta, a tracção ao longo desta resposta também aumenta até atingir um valor máximo – **início do dano** – e em seguida tem-se a fase do amaciamento, na qual a tracção começa a diminuir e onde o **dano se propaga** até ao total desacoplamento das interfaces.

Este modelo usa tanto a resistência como a energia para caracterizar o processo de desacoplamento das interfaces. É também de referir que além de ter uma utilidade mais geral, não é sensível ao tamanho da malha usada.

Os parâmetros usados neste modelo podem ser obtidos experimentalmente utilizando para isso os ensaios próprios, contudo para se poder utilizar este método é necessário saber com antecedência onde é mais propenso de ocorrer o dano, para se poder definir os caminhos pré-definidos de falha. A figura 87 mostra os dois tipos de abordagem possíveis para este modelo de dano.

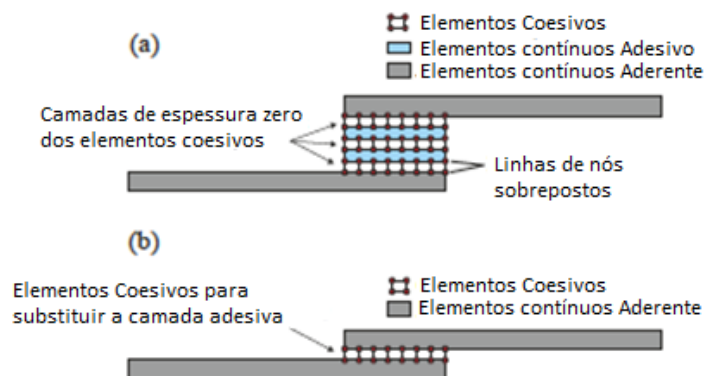


Figura 87 – (a) Elementos coesivos para simular caminhos de falha de espessura zero: abordagem local, (b) modelação de uma camada de adesivo fina entre os aderentes: abordagem contínua.

A abordagem usada neste estudo foi a abordagem contínua. Foram utilizados nesta análise elementos de interface de quatro nós, compatíveis com os elementos bidimensionais de quatro nós do estado plano de deformação usado para modelar os aderentes do ABAQUS®.

De acordo com o artigo usado na validação [84], o modelo de zona coesiva (CZM) como se viu anteriormente, é baseado no pressuposto em que uma ou várias interfaces/zonas de fractura podem ser artificialmente introduzidas nas estruturas/modelos. Este critério consiste na concepção/adequação de leis de tracção-separação para modelar as interfaces ou zonas finitas. As formas destas leis podem ser ajustadas de modo a estarem de acordo com o comportamento do material ou da interface que se pretende simular. Neste estudo foi usada uma lei triangular, que é uma das leis mais usadas devido à sua simplicidade, reduzindo assim o número de parâmetros necessários determinar.

A propagação do dano ocorre no modo puro num par específico de nós quando os valores de  $t_n$  ou  $t_s$  são atingidos na lei de dano. No troço inicial a lei coesiva é definida por uma relação inicial entre as tensões coesivas,  $\mathbf{t}$ , e deformações,  $\boldsymbol{\varepsilon}$ , de cada par de nós dos elementos coesivos.

$$\mathbf{t} = \begin{Bmatrix} t_n \\ t_s \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{nn} & K_{ns} \\ K_{ns} & K_{ss} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \varepsilon_n \\ \varepsilon_s \end{Bmatrix} = \mathbf{K} \boldsymbol{\varepsilon} \quad (120)$$

A matriz  $\mathbf{K}$  contém os parâmetros da rigidez da camada do adesivo, dados pelos módulos elásticos relevantes. É fornecida uma aproximação adequada para as camadas de adesivo finais para  $K_{nn} = E$ ,  $K_{ss} = G$ ,  $K_{ns} = 0$ . Onde,  $E$  e  $G$  são o módulo de Young e o módulo de corte, respectivamente.

Podem ser usados diferentes critérios para caracterizar a iniciação do dano sob o modo misto. O critério usado pelo autor do artigo foi o critério quadrático de tensão:

$$\left\langle \frac{t_n}{t_n^0} \right\rangle^2 + \left\langle \frac{t_s}{t_s^0} \right\rangle^2 = 1 \quad (121)$$

$\langle \rangle$  são os parênteses de Macaulay, que indicam que a iniciação do dano não é provocada por um estado de tensão puramente compressivo.

A rigidez do material inicia um processo de amaciamento, após se atingir  $t_m^0$  (Figura 86) quando a condição anterior é cumprida. Este processo de amaciamento é simulado pela energia libertada na zona coesiva à frente da ponta da fenda. O desacoplamento total é previsto utilizando uma equação linear que necessita das energias para a rotura nos modos puros.

$$\frac{G_n}{G_n^c} + \frac{G_s}{G_s^c} = 1 \quad (122)$$

## 5.2. Modelo de Dano

Neste capítulo irá ser analisada a resistência das juntas unidas adesivamente simples e duplas, recorrendo a um software de elementos finitos. A validação dos resultados é feita com base no artigo de Neto et al. [84]. Pretende-se também visualizar de que forma ocorre a falha na junta, se por falha no adesivo, se por delaminação.

### 5.2.1. Modelo Numérico

#### Juntas unidas adesivamente sobrepostas simples

As características dos aderentes estão presentes na tabela 6. A geometria da junta está presente na figura 88. Foi validado o estudo para um adesivo frágil (AV118) e para o adesivo dúctil (SikaForce 7888). As propriedades dos adesivos estão presentes nas tabelas 7 e 8, e as propriedades que foram inseridas no ABAQUS para o método coesivo estão nas tabelas 9 e 10. As propriedades inseridas no ABAQUS para região interlaminar estão presentes na tabela 11. Nas figuras 89 e 90 estão presentes a localização dos caminhos pré-definidos de falha que foram considerados para a junta simples e junta dupla, respectivamente.

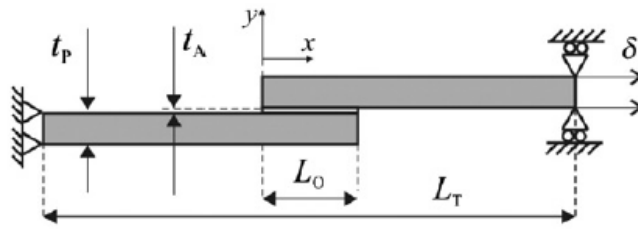


Figura 88 – Geometria da junta colada adesivamente sobreposta simples usada na validação [84].

Tabela 6 – Propriedades do Compósito [84].

Propriedades	
$E_{11}$ (GPa)	105
$E_{22}$ (GPa)	8.819
$E_{33}$ (GPa)	8.819
$\nu_{12}$	0.342
$\nu_{13}$	0.342
$\nu_{23}$	0.380
$G_{12}$ (GPa)	4.315
$G_{13}$ (GPa)	4.315
$G_{23}$ (GPa)	3.2

Tabela 7 – Propriedades do Adesivo AV118 [84].

Propriedades	
E (GPa)	4.89
$\nu$	0.35
$\sigma_c$ (MPa)	36.49
$\sigma_r$ (Mpa)	39.45
$\epsilon_r$ (%)	1.21
G (GPa)	1.56
$\tau_c$ (MPa)	25.1
$\tau_c$ (MPa)	30.2
$\gamma_r$ (%)	7.8

Tabela 8 – Propriedades do Adesivo SikaForce 7888 [84].

Propriedades	
E (GPa)	1.89
$\sigma_c$ (MPa)	13.20
$\sigma_r$ (Mpa)	28.60
$\epsilon_r$ (%)	43

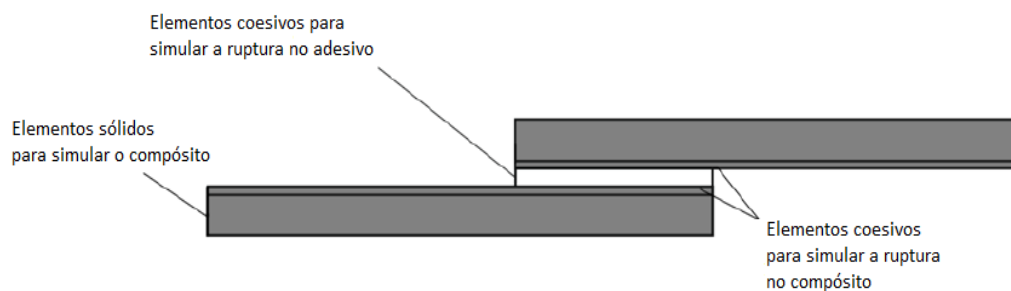


Figura 89 – Elementos Interface na validação da junta simples [84].

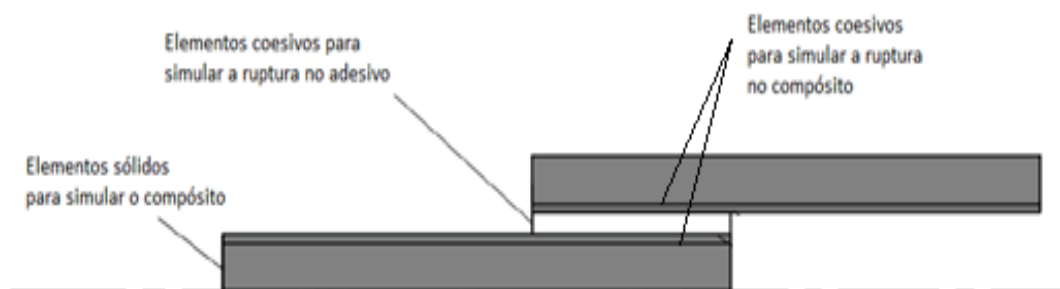


Figura 90 – Elementos Interface para a modelação da junta dupla.

Tabela 9 – Propriedades do Adesivo AV138 para a modelação CZM [84].

Propriedades	
E (GPa)	4.89
G (GPa)	1.56
$t_n^0$ (MPa)	39.45
$t_s^0$ (MPa)	30.20
$G_n^0$ (N/mm)	0.20
$G_s^0$ (N/mm)	0.38

Tabela 10 - Propriedades do Adesivo SikaForce 7888 para a modelação CZM [84].

Propriedades	
$K_1$ (N/mm <sup>3</sup> )	1.89
$K_2$ (N/mm <sup>3</sup> )	0.727
$t_n^0$ (MPa)	28.60
$t_s^0$ (MPa)	20.00
$G_n^0$ (N/mm)	0.7023
$G_s^0$ (N/mm)	8.72

Tabela 11 – Propriedades da região interlaminar do compósito [84].

Propriedades	
$K_1$ (N/mm <sup>3</sup> )	$10^6$
$K_2$ (N/mm <sup>3</sup> )	$10^6$
$t_n^0$ (MPa)	25.0
$t_s^0$ (MPa)	13.5
$G_n^0$ (N/mm)	0.33
$G_s^0$ (N/mm)	0.79

### 5.2.2. Modelos Analíticos

Analisaram-se as tensões de rotura usando o critério de cedência apresentado em baixo.

#### Cedência Generalizada

Segundo o critério da cedência generalizada, o adesivo entra em rotura quando entra totalmente em plasticidade. Para um adesivo frágil e para o adesivo dúctil usou-se a tensão de corte admissível do adesivo,  $\tau_r$ , para calcular a força de rotura. Tem-se então:

$$P_m = \tau_r \times b \times L_0 \quad (123)$$

em que  $b$  é a largura da junta,  $L_0$  é o comprimento da sobreposição.

## 6. Resultados

### 6.1 Análise de Tensões

Na análise de tensões das juntas foram criados dois pontos (ponto A e ponto B), os quais estão situados nas extremidades do adesivo de modo a ser possível retirar os valores máximos na extremidade do adesivo e se poder comentar os resultados de um modo perceptível.

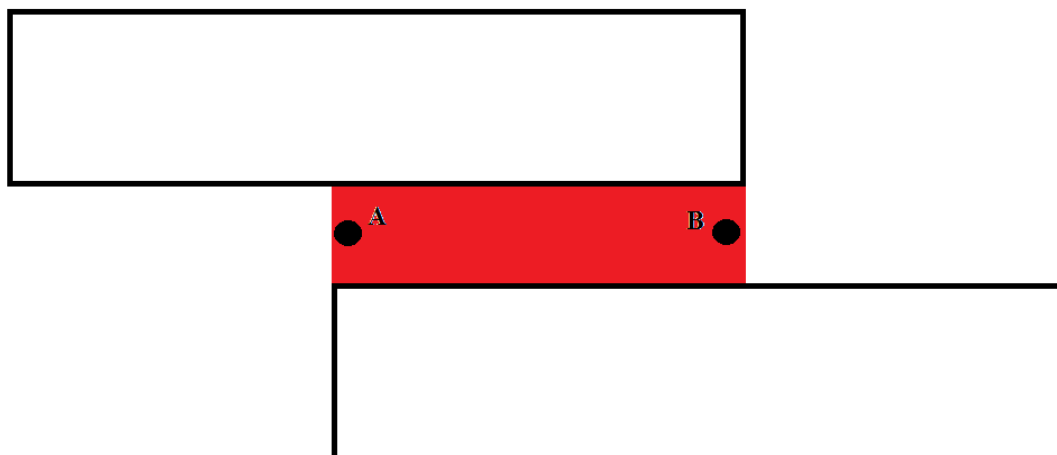


Figura 91 – Pontos A e B no adesivo.

#### 6.1.1. Análise Linear Elástica

##### *Junta Simples*

##### Validação

A validação foi efectuada com base no artigo de Yang et al. [79]. A figura 92 mostra as dimensões do modelo da junta simples.

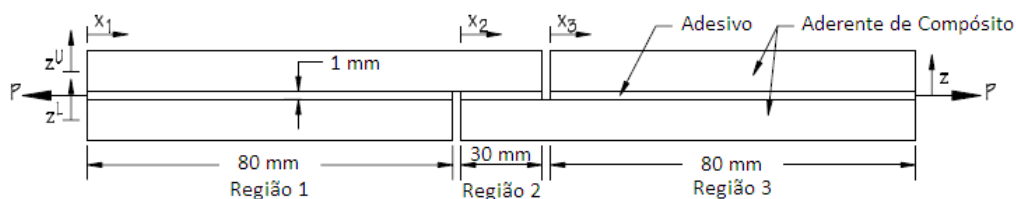


Figura 92 – Dimensões da junta simples para a validação elástica [79].

De seguida são apresentados os gráficos obtidos na validação da junta simples tendo em conta o comportamento elástico do adesivo.

Relativamente ao gráfico da tensão de arrancamento tem-se:

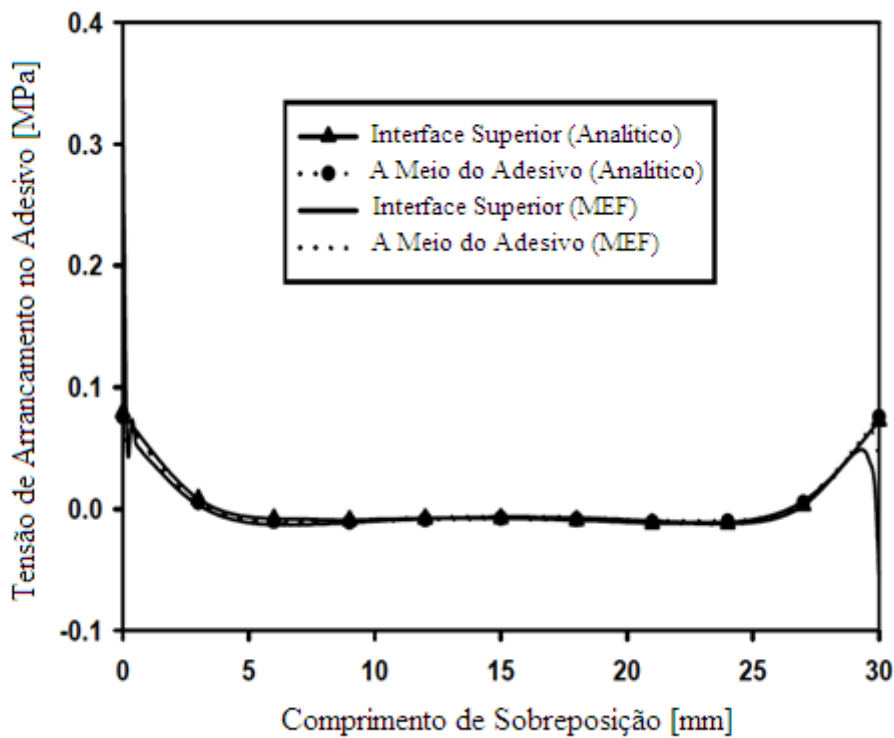


Figura 93 – Resultados do artigo para a Tensão de Arrancamento no adesivo da primeira validação [79].

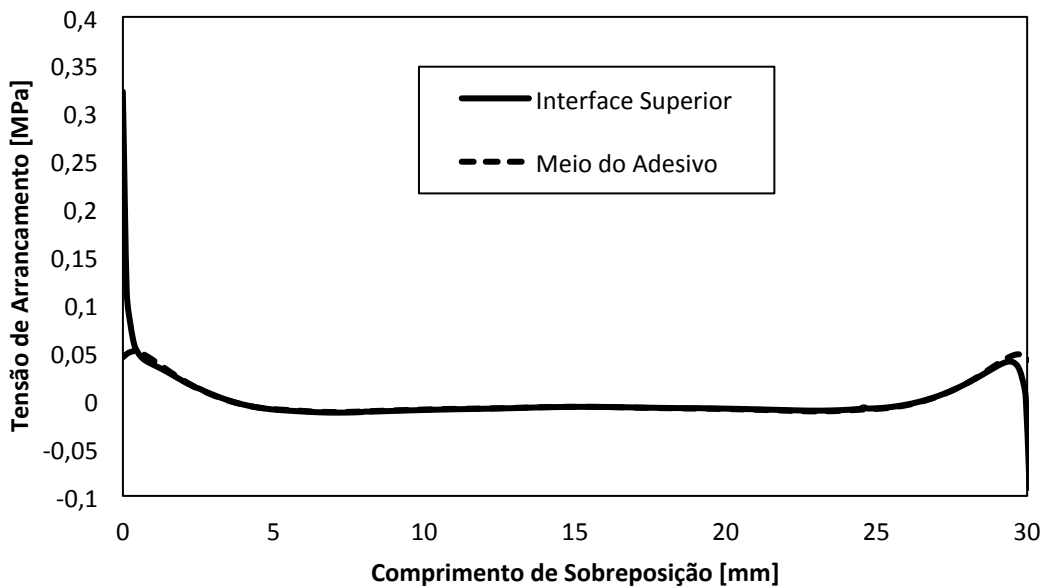


Figura 94 – Resultados obtidos para as tensões de arrancamento no adesivo através do ABAQUS.

A validação foi obtida, e pode-se verificar que os gráficos encontram-se bastante próximos. Através desta análise pode-se perceber que pelo gráfico da tensão de arrancamento, existe uma maior tensão de tracção na interface superior. Sendo assim, há mais probabilidade da falha da junta ocorrer junto da interface do que no adesivo. As tensões máximas da junta estão localizadas nas extremidades do adesivo.

No que diz respeito à tensão de corte tem-se:

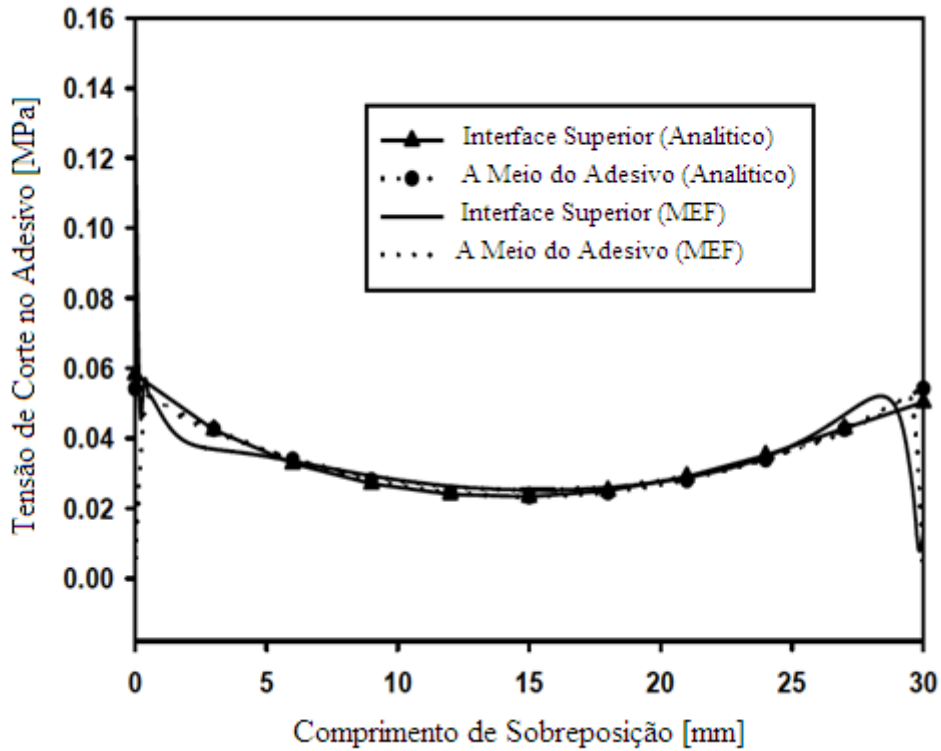


Figura 95 – Resultados para a tensão de corte no adesivo do artigo da primeira validação [79].

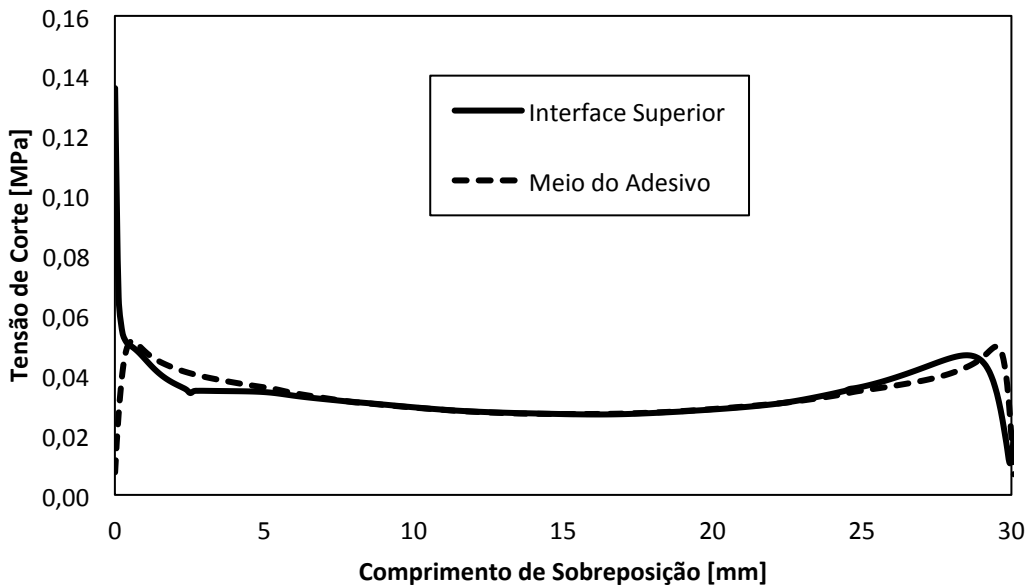


Figura 96 - Resultados obtidos para as tensões de corte no adesivo através do ABAQUS.

Para a tensão de corte, estas são superiores mais uma vez nas interfaces quando comparadas com as tensões de corte a meio do adesivo, o que vem ao encontro do que foi referido relativamente à maior probabilidade de a folha ocorrer na interface do que no adesivo. As tensões máximas de corte encontram-se nas extremidades do adesivo.

### Análise Linear Elástica

Foi analisada a junta do artigo [81] tendo em conta um comportamento elástico do adesivo. De seguida são mostrados os resultados obtidos.

A figura 97 é relativa ao gráfico da distribuição da tensão de Von Mises ao longo do comprimento de sobreposição.

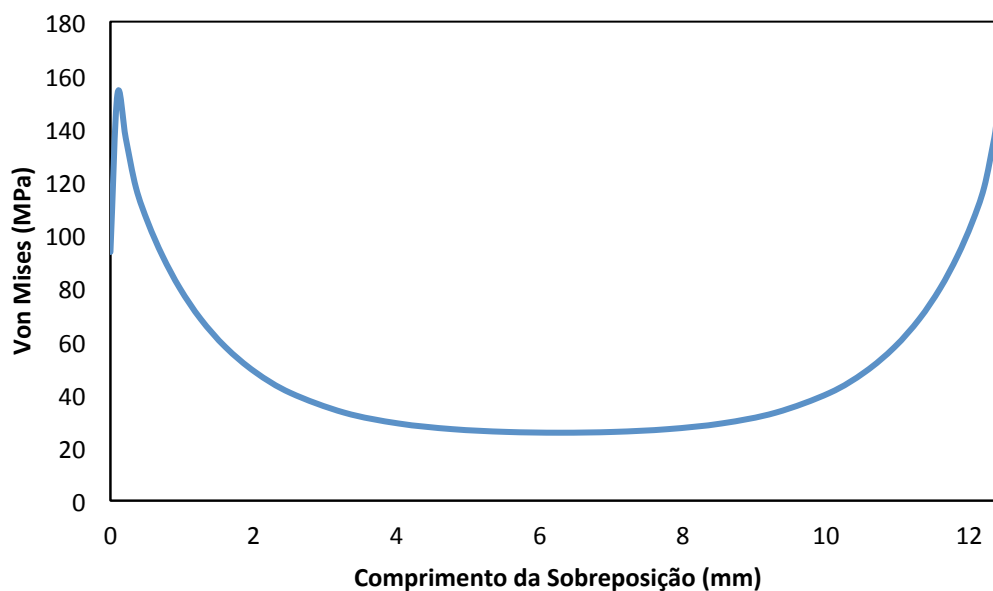


Figura 97 – Tensão de Von Mises no estudo elástico da junta sobreposta simples.

Na tabela 12 estão presentes os valores obtidos para valores da tensão de Von Mises no ponto A e no ponto B (extremidades da sobreposição da junta)

Tabela 12 – Valores máximos da tensão de Von Mises.

Ponto A	Ponto B
152.568	152.568

A figura 98 diz respeito ao gráfico da distribuição da tensão de arrancamento ao longo do comprimento de sobreposição.

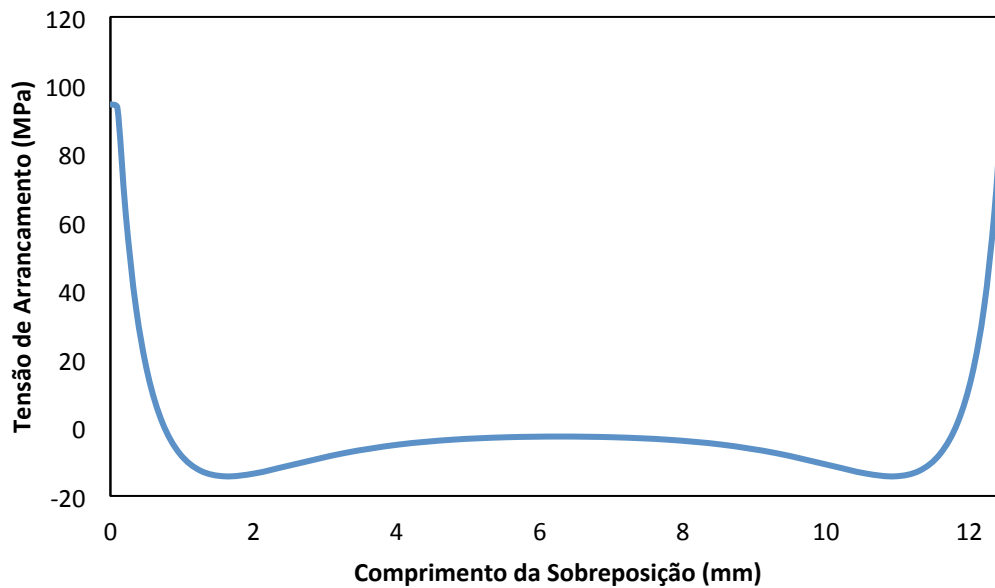


Figura 98 - Tensão de arrancamento no estudo elástico da junta sobreposta simples.

Na tabela 13 estão presentes os valores obtidos para os valores da tensão de arrancamento no ponto A e no ponto B (extremidades da sobreposição da junta).

Tabela 13 – Valores máximos da tensão de arrancamento.

Ponto A	Ponto B
94.442	94.443

A figura 99 mostra o gráfico da distribuição da tensão de corte ao longo do comprimento de sobreposição.

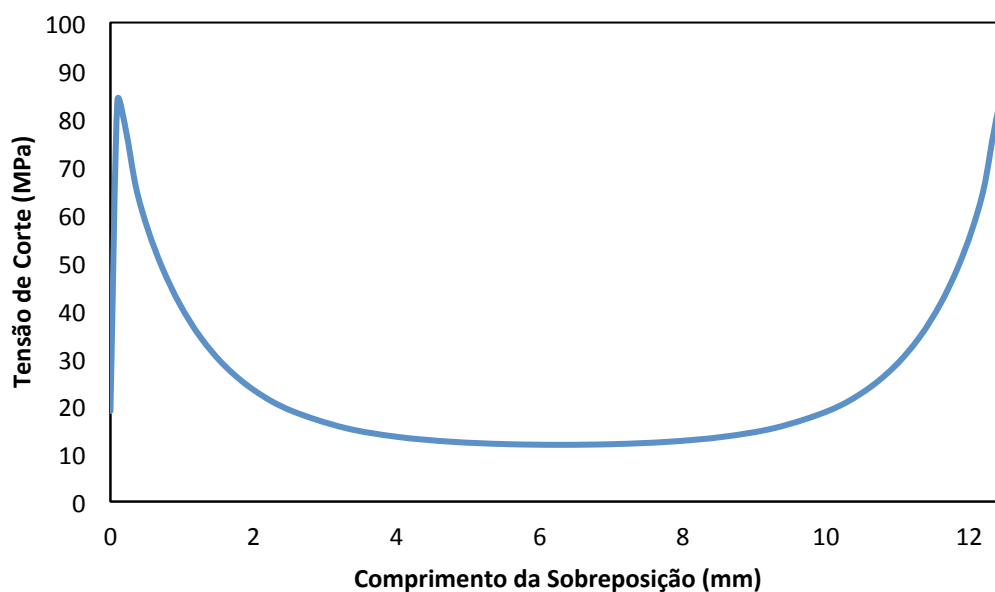


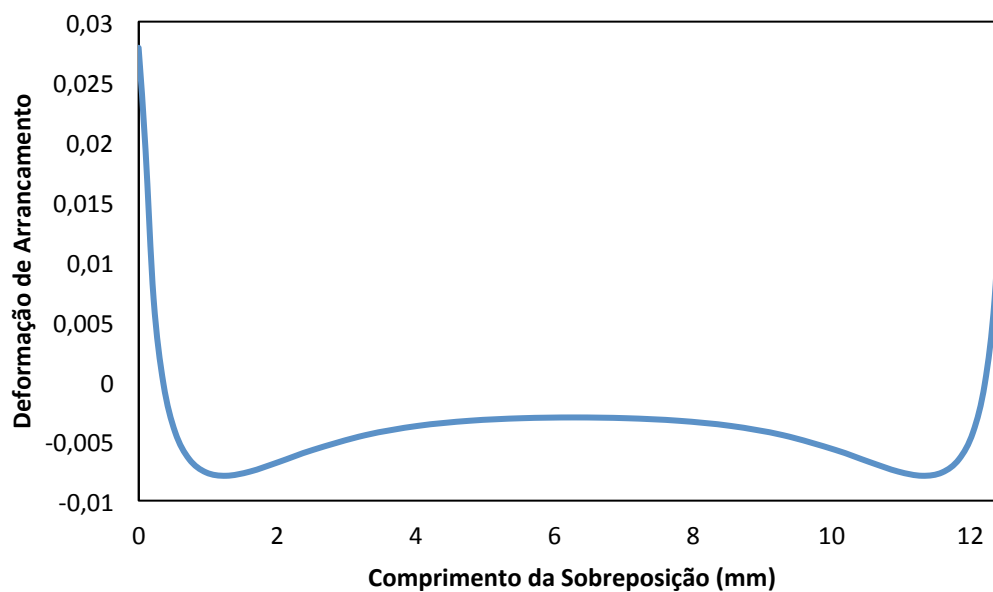
Figura 99 - Tensão de corte no estudo elástico da junta sobreposta simples.

Na tabela 14 estão presentes os valores obtidos para os valores da tensão de corte no ponto A e no ponto B (extremidades da sobreposição da junta).

**Tabela 14 – Valores máximos da tensão de corte.**

Ponto A	Ponto B
83.594	83.594

A figura 100 é relativa ao gráfico da distribuição da deformação de arrancamento ao longo do comprimento de sobreposição.



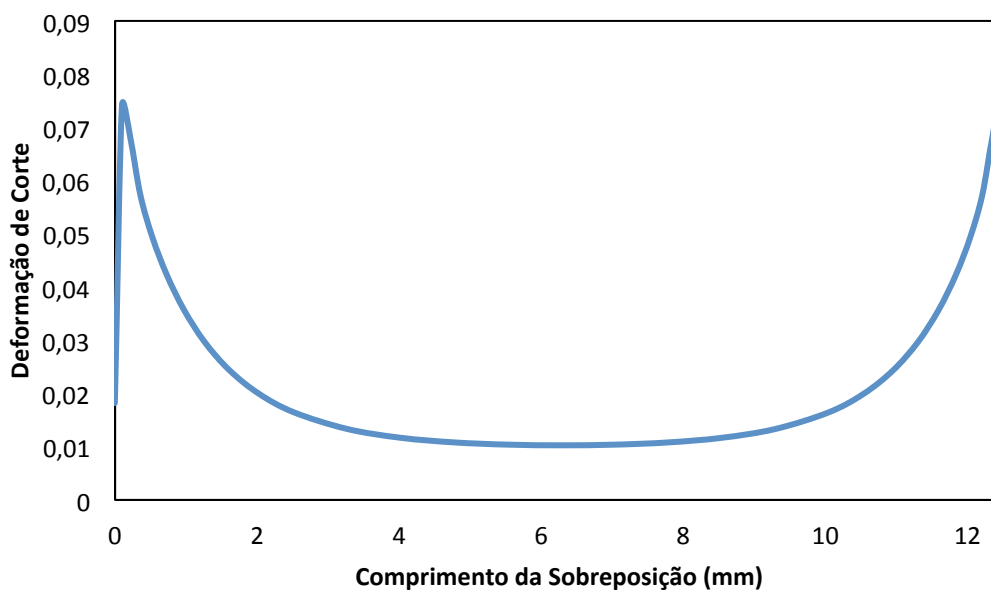
**Figura 100 - Deformação de arrancamento no estudo elástico da junta sobreposta simples.**

Na tabela 15 estão presentes os valores obtidos para os valores da deformação de arrancamento no ponto A e no ponto B (extremidades da sobreposição da junta).

**Tabela 15 – Valores máximos da deformação de arrancamento.**

Ponto A	Ponto B
0.028	0.028

A figura 101 mostra o gráfico da distribuição da deformação de corte ao longo do comprimento de sobreposição.



**Figura 101 – Deformação de corte no estudo elástico da junta sobreposta simples.**

Na tabela 16 estão presentes os valores obtidos para os valores da deformação de corte no ponto A e no ponto B (extremidades da sobreposição da junta).

**Tabela 16 – Valores máximos da deformação de corte.**

Ponto A	Ponto B
0.074	0.074

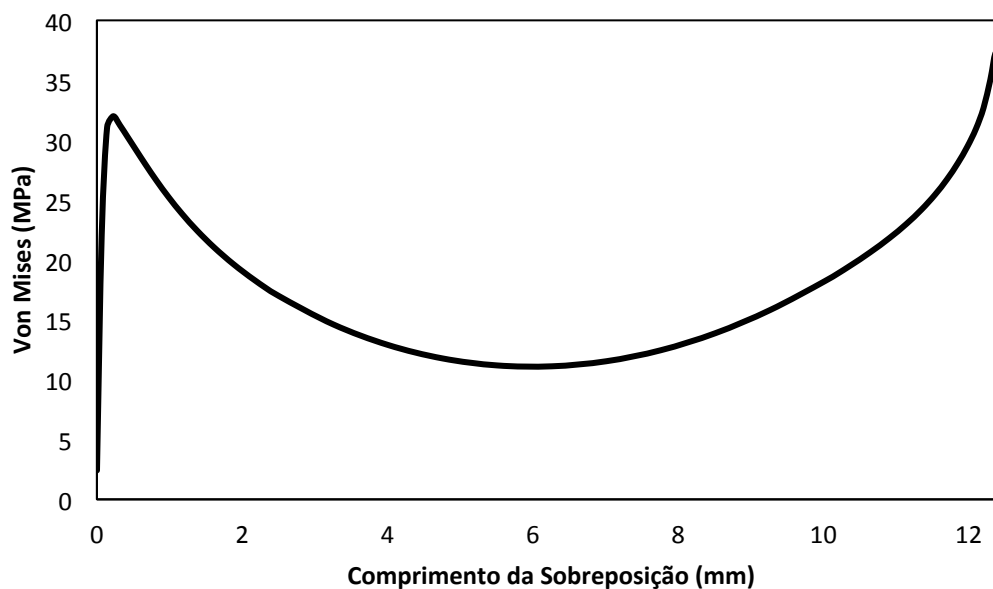
Para os gráficos do estudo elástico da junta simples tem-se:

- As tensões de Von Mises máximas encontram-se localizadas nas extremidades da junta como seria de prever.
- Verifica-se que as tensões máximas de tracção encontram-se nas extremidades da junta. Observa-se também relativamente ao comprimento do adesivo que após o aparecimento das tensões de tracção aparecem tensões de compressão, mas de menor magnitude.
- A distribuição da deformações de arrancamento é idêntica à distribuição da tensão de arrancamento.
- A distribuição da deformação de corte segue a distribuição da tensão de corte.

### **Junta Dupla**

À semelhança da junta simples foi realizado um estudo da junta dupla tendo em conta um comportamento elástico do adesivo, para se poder comparar depois com a análise elasto-plástica.

A figura 102 mostra o gráfico da variação da tensão de Von Mises ao longo do comprimento de sobreposição para uma junta dupla, usando o comportamento elástico do adesivo.



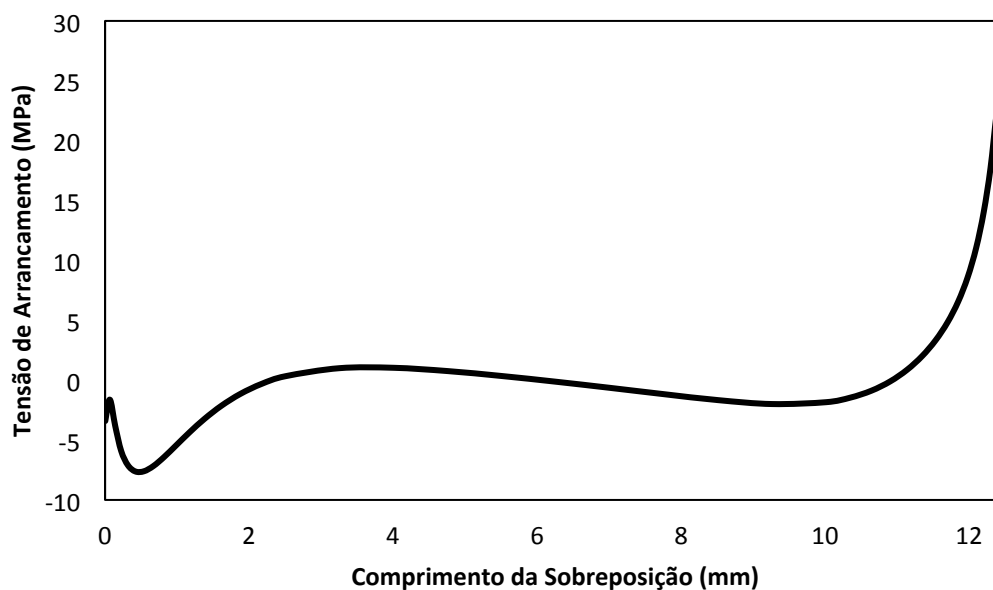
**Figura 102 - Gráfico da tensão de Von Mises para uma junta dupla tendo em conta o comportamento elástico do adesivo.**

A tabela 17 mostra os valores obtidos para a Tensão de Von Mises na análise realizada considerando o comportamento elástico.

**Tabela 17 – Valores das tensões máximas de Von Mises (MPa) nos pontos A e B para a análise elástica.**

	Ponto A	Ponto B
A meio do Adesivo	31.996	37.266

A figura 103 mostra o gráfico da variação da tensão de arrancamento ao longo do comprimento de sobreposição para uma junta dupla, usando o comportamento elástico do adesivo.



**Figura 103 – Gráfico da tensão de arrancamento para uma junta dupla tendo em conta o comportamento elástico do adesivo.**

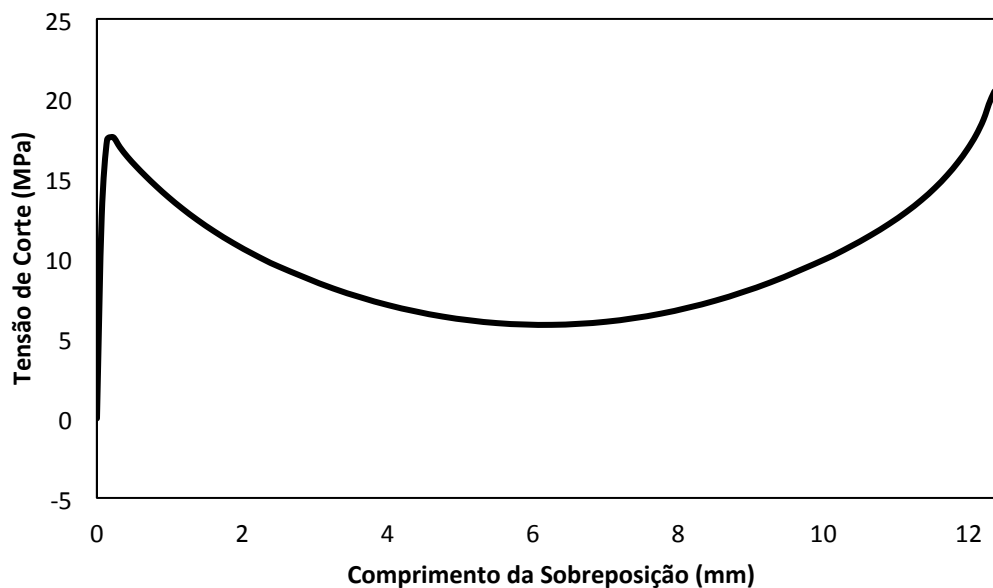
A tabela 18 mostra os valores obtidos para a tensão de arrancamento na análise realizada considerando o comportamento elástico.

**Tabela 18 - Valores das tensões máximas arrancamento (MPa) nos pontos A e B para a análise elástica.**

	Ponto A	Ponto B
A meio do Adesivo	-7.625*	25.102

\*NOTA: O valor no ponto A é negativo para simbolizar que esta é uma tensão de compressão.

A figura 104 mostra o gráfico da variação da tensão de corte ao longo do comprimento de sobreposição para uma junta dupla, usando o comportamento elástico do adesivo.



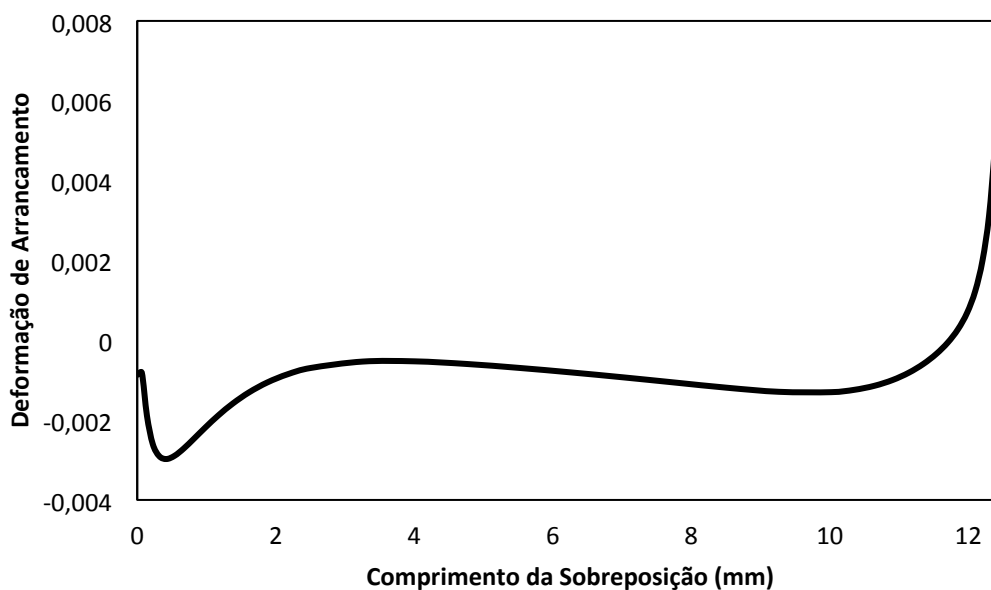
**Figura 104 - Gráfico da tensão de corte para uma junta dupla tendo em conta o comportamento elástico do adesivo.**

A tabela 19 mostra os valores obtidos para a tensão de corte na análise realizada considerando o comportamento elástico.

**Tabela 19 - Valores das tensões máximas corte (MPa) nos pontos A e B para a análise elástica.**

	Ponto A	Ponto B
A meio do Adesivo	17.594	20.436

A figura 105 mostra o gráfico da variação da deformação de arrancamento ao longo do comprimento de sobreposição para uma junta dupla, usando o comportamento elástico do adesivo.



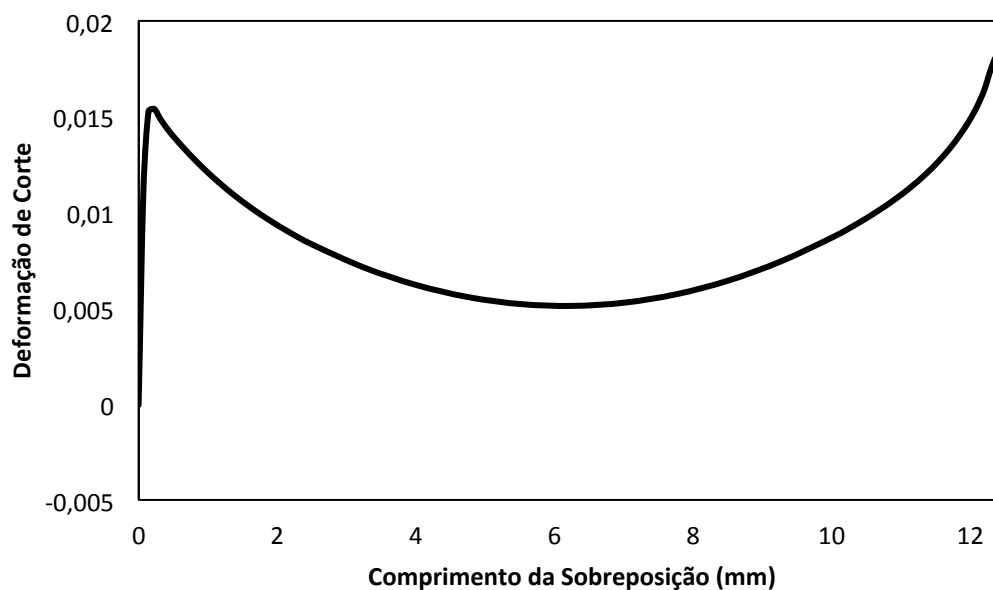
**Figura 105 - Gráfico da tensão de deformação de arrancamento para uma junta dupla tendo em conta o comportamento elástico do adesivo.**

A tabela 20 mostra os valores obtidos para a deformação de arrancamento na análise realizada considerando o comportamento elástico.

**Tabela 20 - Valores das deformações máximas de arrancamento nos pontos A e B para a análise elástica.**

	Ponto A	Ponto B
A meio do Adesivo	-0.003	0.007

A figura 106 mostra o gráfico da variação da deformação de corte ao longo do comprimento de sobreposição para uma junta dupla, usando o comportamento elástico do adesivo.



**Figura 106 - Gráfico da deformação de corte para uma junta dupla tendo em conta o comportamento elástico do adesivo.**

A tabela 21 mostra os valores obtidos para a deformação de corte na análise realizada considerando o comportamento elástico.

**Tabela 21 - Valores das deformações máximas de corte nos pontos A e B para a análise elástica.**

	Ponto A	Ponto B
A meio do Adesivo	0.015	0.018

Relativamente aos gráficos acima indicados, tem-se:

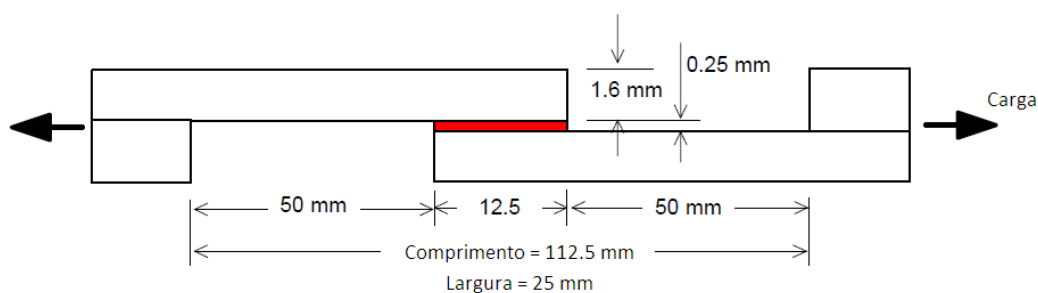
- A Tensão de Von Mises no ponto B é ligeiramente superior à do ponto A. As tensões máximas encontram-se localizadas nas extremidades do adesivo.
- Para o gráfico da tensão de arrancamento, verifica-se que no ponto A a tensão existente é uma tensão de compressão, enquanto no ponto B mantém-se como uma tensão de tracção.
- O gráfico da tensão de corte tem uma distribuição idêntica ao gráfico da Tensão de Von Mises, mas para valores de magnitude inferiores.
- A distribuição de arrancamento segue a distribuição da tensão de arrancamento. A deformação máxima de compressão está localizada no ponto A e a deformação máxima de tracção está presente no ponto B.
- As deformações máximas de corte encontram-se nas extremidades do adesivo e verifica-se também que a deformação no ponto B é ligeiramente superior à do ponto A.

## 6.1.2. Análise Elasto-Plástica

### *Junta Simples*

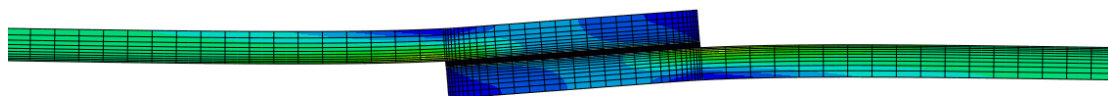
#### Validação

A validação foi efectuada com base no artigo de Broughton et al. [81]. A figura 107 mostra as dimensões do modelo da junta simples. De referir que todas as análises variando determinados parâmetros efectuadas à posterior foram realizadas com base nesta validação.



**Figura 107 – Dimensões da junta simples para a validação do caso elasto-plástico [81].**

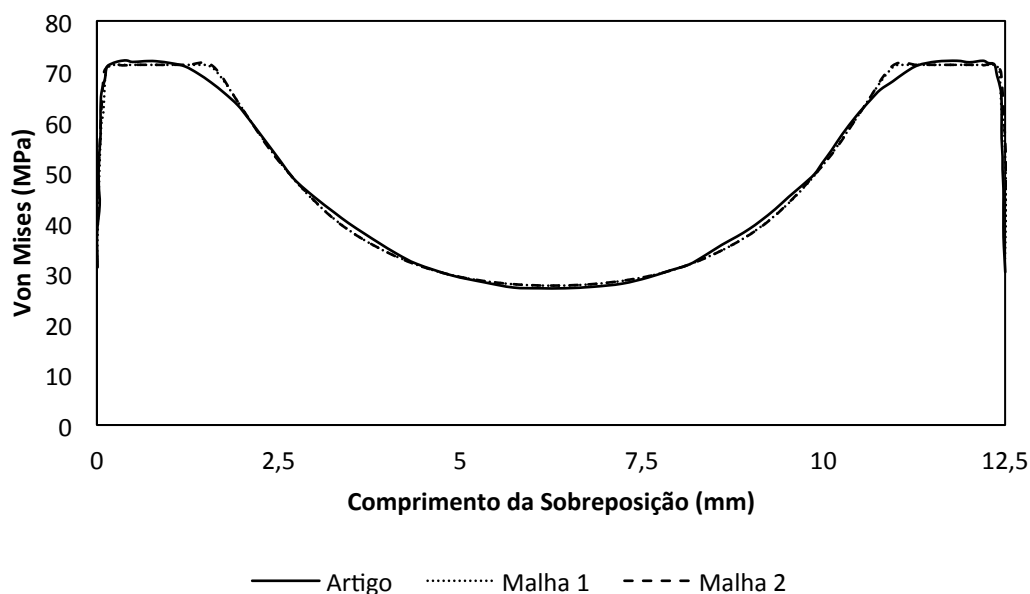
Como foi referido anteriormente foi realizada uma validação de uma análise elasto-plástica para uma junta simples. Neste subcapítulo são apresentados os resultados dessa validação.



**Figura 108 – Tensão de Von Mises numa junta simples.**

Através da figura 108 verifica-se que devido à excentricidade do carregamento neste tipo de juntas quando solicitadas à tracção, é causado um momento flector nos aderentes na zona de sobreposição.

A figura 109 mostra o gráfico da variação da tensão de Von Mises ao longo do comprimento de sobreposição para uma junta simples, obtido na validação do método de elementos finitos.



**Figura 109 – Comparação dos valores da tensão de Von Mises, das malhas usadas com os valores dos artigos.**

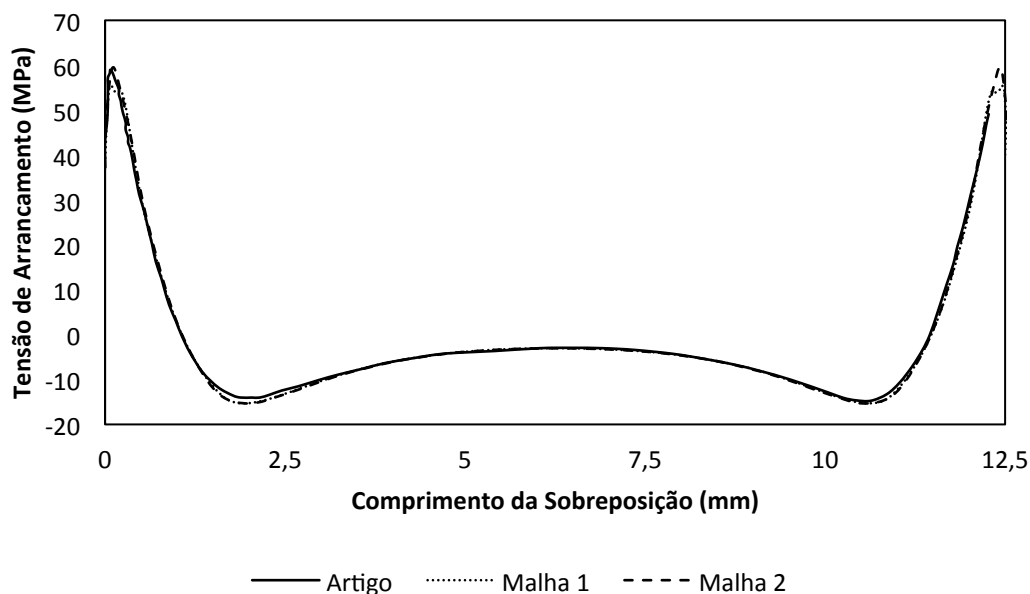
A tabela 22 mostra os valores obtidos para a tensão de Von Mises na validação efectuada.

**Tabela 22 - Comparação dos valores máximos de tensão de Von Mises (MPa) na extremidade da sobreposição do adesivo, para o artigo e para as duas malhas usadas.**

	Ponto A	Erro (%)	Ponto B	Erro (%)
Artigo	72.177		72.114	
Malha 1	71.336	1.165	71.336	1.079
Malha 2	71.469	0.981	71.469	0.894

Verifica-se que tanto a malha 1 como a malha 2 apresentam valores próximos do artigo para a validação do problema. A malha 2 apresenta um erro menor, e também possui uma menor carga computacional.

A figura 110 mostra o gráfico da variação da tensão de arrancamento ao longo do comprimento de sobreposição para uma junta simples, obtido na validação do método de elementos finitos.



**Figura 110 - Comparação dos valores da tensão de arrancamento, das malhas usadas com os valores dos artigos.**

A tabela 23 mostra os valores obtidos para a tensão de arrancamento na validação efectuada.

**Tabela 23 - Comparação dos valores máximos de tensão de arrancamento (MPa) na extremidade da sobreposição do adesivo, para o artigo e para as duas malhas usadas.**

	Ponto A	Erro (%)	Ponto B	Erro (%)
Artigo	58.993		58.204	
Malha 1	55.432	6.036	55.439	4.751
Malha 2	59.268	-0.466	59.268	-1.828

Verifica-se que tanto a malha 1 como a malha 2 apresentam valores próximos do artigo para a validação do problema. A malha 1 neste caso da tensão de arrancamento é um pouco diferente das tensões do artigo. Mais uma vez a malha 2 apresenta valores bastante próximos do artigo.

A figura 111 mostra o gráfico da variação da tensão de corte ao longo do comprimento de sobreposição para uma junta simples, obtido na validação do método de elementos finitos.

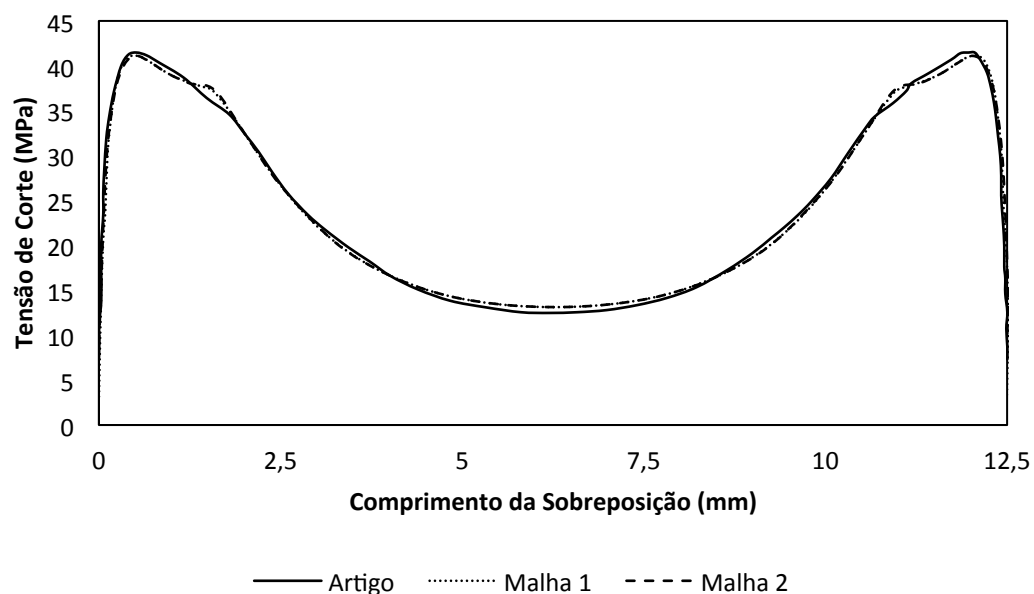


Figura 111 - Comparação dos valores da tensão de corte, das malhas usadas com os valores dos artigos.

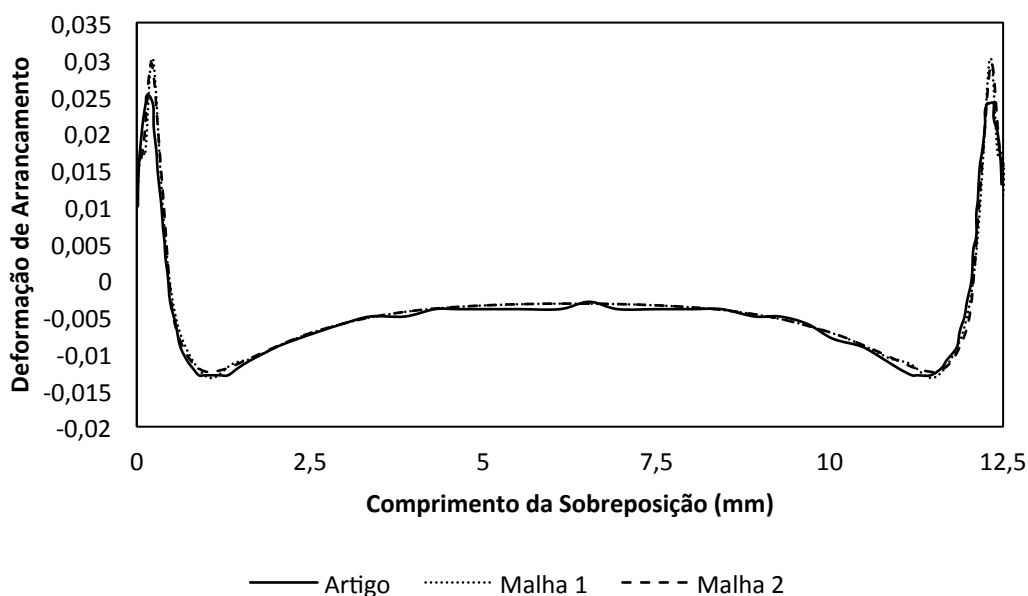
A tabela 24 mostra os valores obtidos para a tensão de corte na validação efectuada.

Tabela 24 - Comparação dos valores máximos de tensão de corte (MPa) na extremidade da sobreposição do adesivo, para o artigo e para as duas malhas usadas.

	Ponto A	Erro (%)	Ponto B	Erro (%)
Artigo	41.479		41.479	
Malha 1	41.140	0.817	41.140	0.817
Malha 2	41.110	0.890	41.110	0.890

Ao analisar o gráfico da distribuição de corte, verifica-se que ambas as malhas prevêem correctamente os valores do artigo, pode-se ver isso pelos erros que ambas as malhas demonstram. Neste caso a malha 1 apresenta uns valores um pouco mais próximos dos valores do artigo.

A figura 112 mostra o gráfico da variação da deformação de arrancamento ao longo do comprimento de sobreposição para uma junta simples, obtido na validação do método de elementos finitos.



**Figura 112 - Comparação dos valores da deformação de arrancamento, das malhas usadas com os valores dos artigos.**

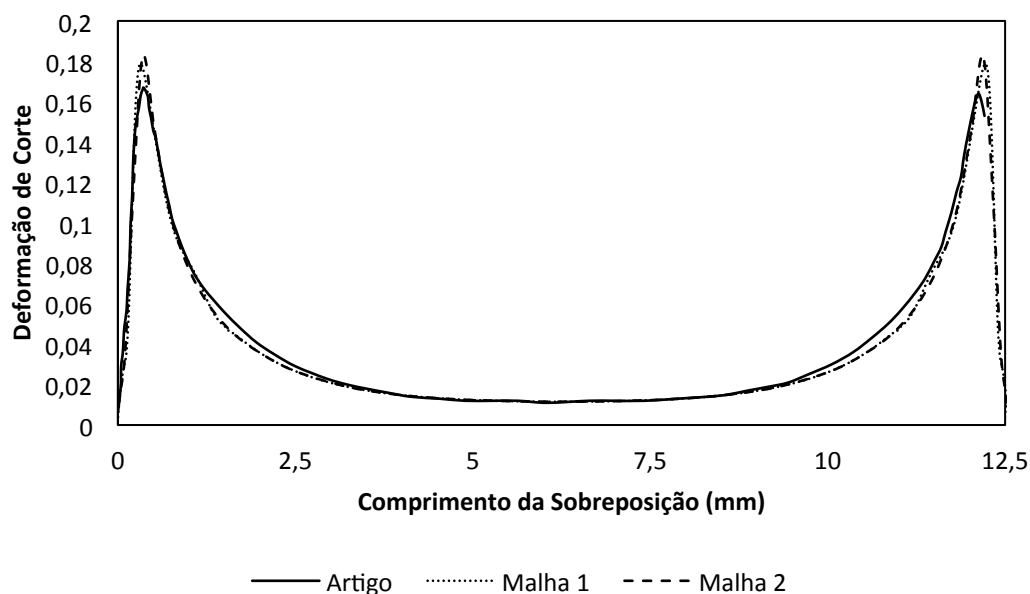
A tabela 25 mostra os valores obtidos para a deformação de arrancamento na validação efectuada.

**Tabela 25 - Comparação dos valores máximos de deformação de arrancamento na extremidade da sobreposição do adesivo, para o artigo e para as duas malhas usadas.**

	Ponto A	Ponto B
Artigo	0.025	0.024
Malha 1	0.030	0.030
Malha 2	0.029	0.029

Ao se analisar os gráficos da deformação de arrancamento percebe-se que a validação foi conseguida, pois ambas as malhas apresentam valores bastante próximos. Entre as duas malhas usadas a malha 2 foi a que obteve uns valores mais próximos.

A figura 113 mostra o gráfico da variação da deformação de corte ao longo do comprimento de sobreposição para uma junta simples, obtido na validação do método de elementos finitos.



**Figura 113 - Comparação dos valores da deformação de corte, das malhas usadas com os valores dos artigos.**

A tabela 26 mostra os valores obtidos para a deformação de corte na validação efectuada.

**Tabela 26 - Comparação dos valores máximos de deformação de corte na extremidade da sobreposição do adesivo, para o artigo e para as duas malhas usadas.**

	Ponto A	Ponto B
Artigo	0.167	0.164
Malha 1	0.179	0.179
Malha 2	0.182	0.182

Tendo em consideração agora o gráfico da distribuição da tensão de corte, verifica-se que ambas as malhas apresentam valores bastante próximos da validação. A malha 1 apresenta desta vez os valores mais próximos do artigo de referência.

## Tensão em Várias Localizações

Realizou-se uma análise com o intuito comparar as distribuições de tensões em cinco localizações diferentes na zona da sobreposição da junta simples de acordo com a figura 114. Recapitulando tem-se para as cinco diferentes localizações:

- P1 – Aderente Superior
- P2 – Interface Aderente Superior/adesivo
- P3 – A meio do adesivo
- P4 – Interface Aderente Inferior/adesivo
- P5 – Aderente Inferior.

De realçar que as tensões retiradas nos aderentes, foram retiradas perto do adesivo, visto como já foi referido é onde existe uma maior probabilidade para existir falha no laminado.

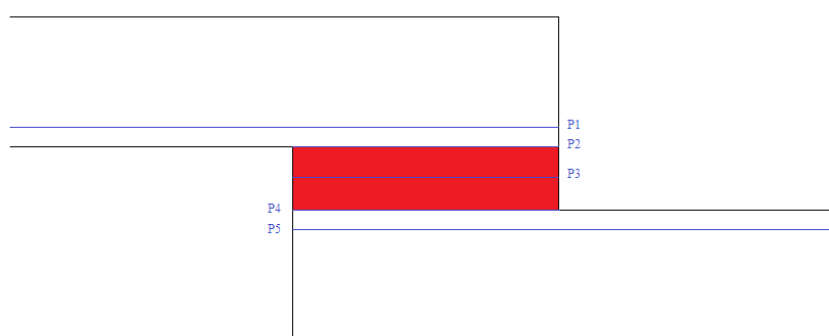


Figura 114 – Cinco diferentes localizações das tensões para a junta simples.

A figura 115 mostra o gráfico da variação da tensão de arrancamento ao longo do comprimento de sobreposição para uma junta simples para cinco localizações diferentes.

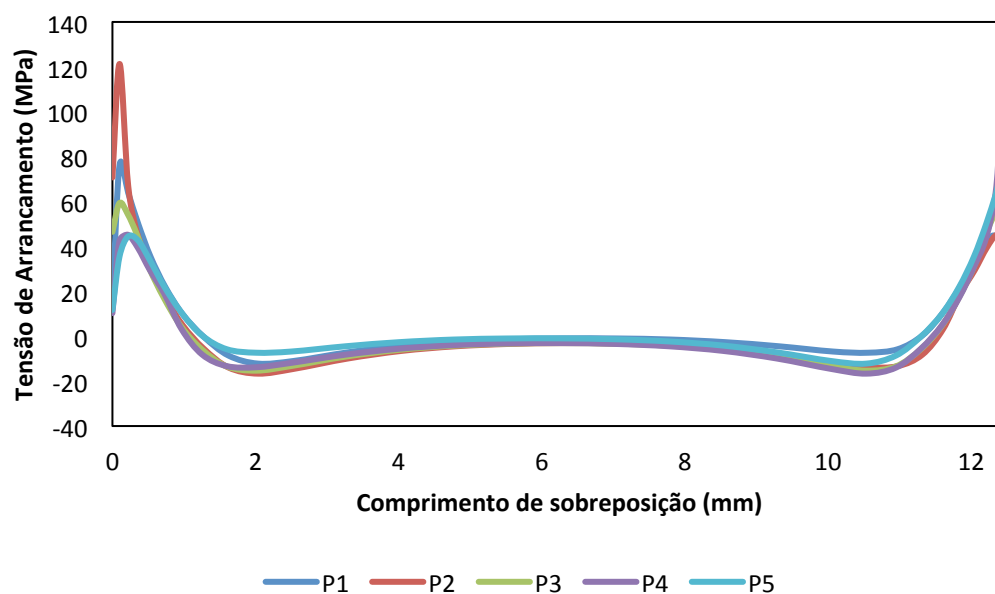


Figura 115 – Distribuição da tensão de arrancamento para as cinco diferentes localizações.

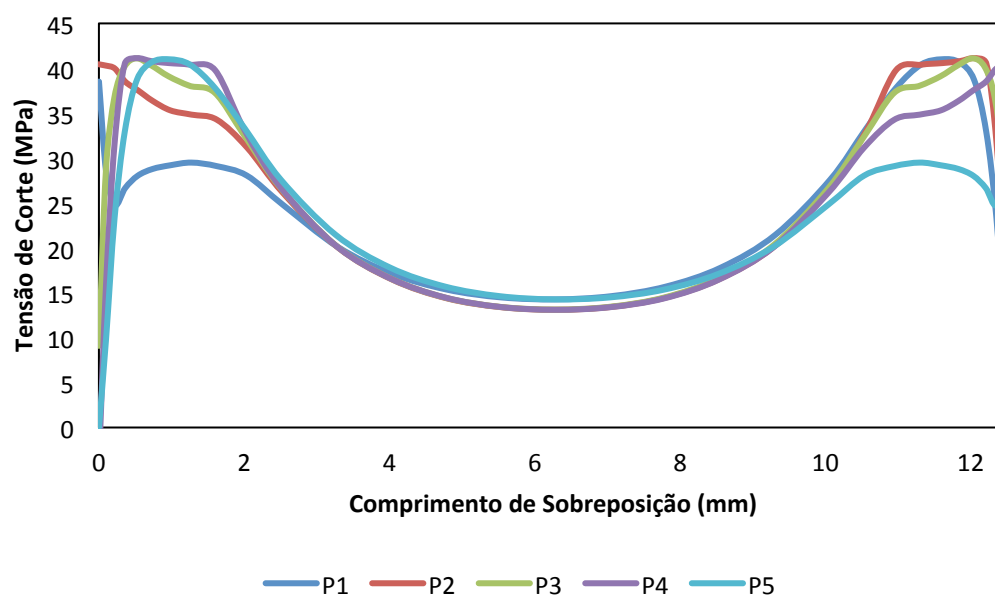
A tabela 27 mostra os valores obtidos para a tensão de arrancamento na análise realizada para as cinco localizações diferentes.

**Tabela 27 – Valores obtidos da tensão de arrancamento para as cinco diferentes localizações.**

Localização	Ponto A	Ponto B
P1	76.29	44.39
P2	121.29	45.21
P3	59.27	59.27
P4	45.22	121.31
P5	44.39	76.29

Pode-se verificar pela análise do gráfico da figura 115 que existem dois picos das tensões de arrancamento nas extremidades do comprimento de sobreposição. Comparando todas as distribuições de tensões, constata-se que estes picos apresentam a sua magnitude máxima nas interfaces aderente/adesivo e adesivo/aderente. Pode-se então prever que a falha irá ocorrer nestas interfaces, ou próximos destas.

A figura 116 mostra o gráfico da variação da tensão de corte ao longo do comprimento de sobreposição para uma junta simples para cinco localizações diferentes.



**Figura 116 – Distribuição da tensão de corte para as cinco diferentes localizações.**

A tabela 28 mostra os valores obtidos para a tensão de corte na análise realizada para as cinco localizações diferentes.

**Tabela 28 – Valores obtidos da tensão de corte para as cinco diferentes localizações.**

Localização	Ponto A	Ponto B
P1	38.55	41.01
P2	40.42	41.13
P3	41.11	41.11
P4	41.13	40.43
P5	41.01	38.55

Pode-se verificar pela análise do gráfico da figura 116 que existem dois picos de tensões de corte nas extremidades do comprimento de sobreposição da junta. Apesar de neste gráfico ser mais difícil de destacar onde se localizam as maiores tensões pois o deslocamento realizado no ensaio deforma a junta plasticamente, pode-se ver que nas interfaces aderente/adesivo e adesivo/aderente é onde existe uma maior área plastificada. Então pode-se reforçar a ideia já atrás apresentada sob o facto da rotura da junta ocorrer nestas interfaces ou perto delas.

### Varição da Carga Aplicada

Na análise da variação da carga aplicada da junta sobreposta simples, foi variado o carregamento (4, 6, 8, 10, 12 kN) de modo a estudar a influência deste na distribuição de tensões na linha média do adesivo.

A figura 117 mostra a tensão de Von Mises em função do comprimento de sobreposição relativamente à análise da variação de carga.

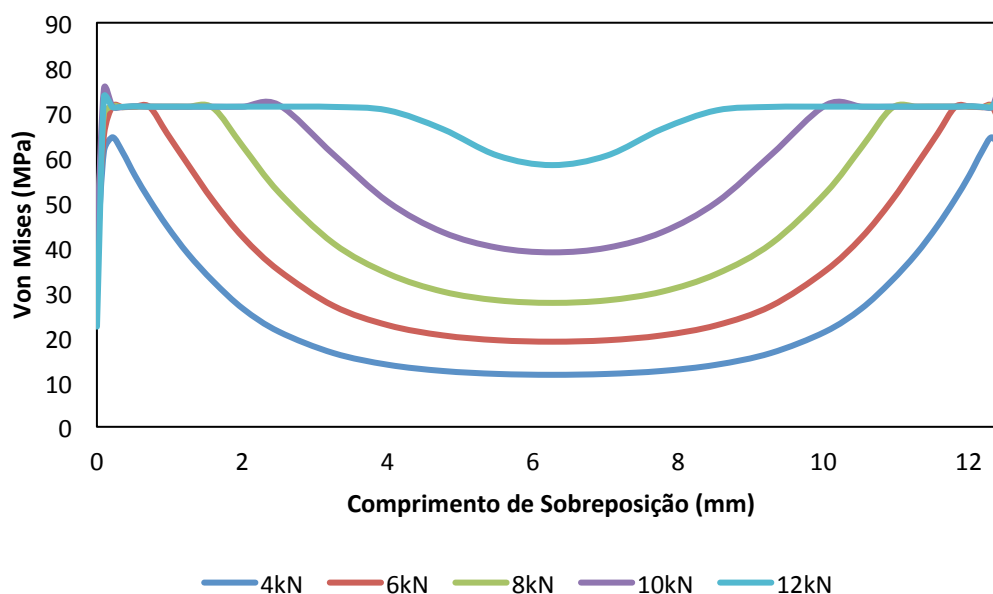


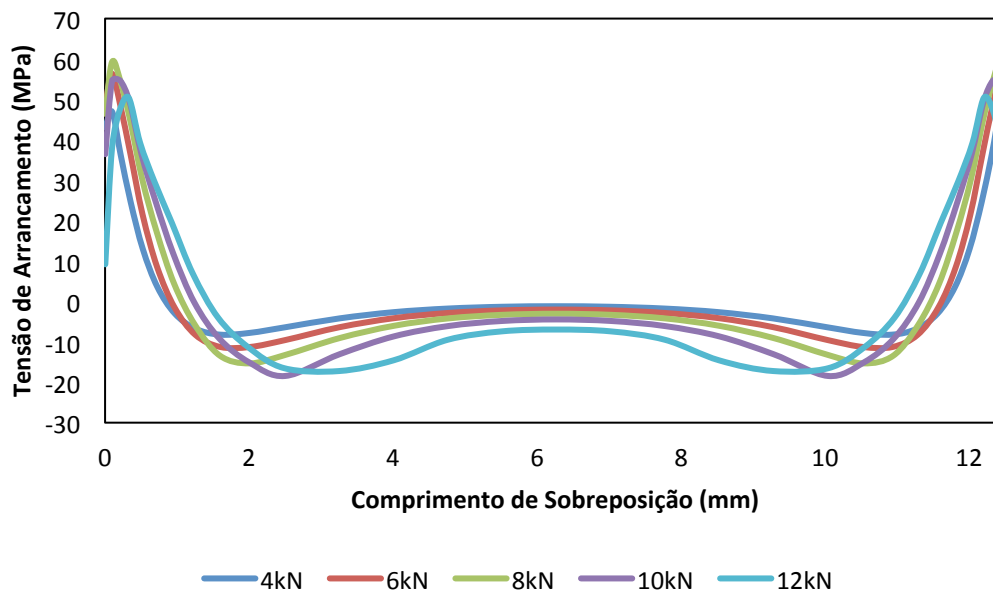
Figura 117 – Comparação dos valores da tensão de Von Mises para os diferentes carregamentos.

Na tabela 29 estão representados os valores máximos para os pontos A e B do gráfico da figura 117.

Tabela 29 - Comparação dos valores máximos de tensão de Von Mises (MPa), para os diferentes carregamentos aplicados.

Carregamento (kN)	Ponto A	Ponto B
4	64.495	64.484
6	71.382	71.383
8	71.469	71.469
10	75.327	75.326
12	73.533	73.530

Já a figura 118 mostra a tensão de arrancamento em função do comprimento de sobreposição.



**Figura 118 - Comparação dos valores da tensão de arrancamento para os diferentes carregamentos.**

Na tabela 30 estão representados os valores máximos para os pontos A e B do gráfico da figura 118.

**Tabela 30 - Comparação dos valores máximos de tensão de arrancamento (MPa), para os diferentes carregamentos aplicados.**

Carregamento (kN)	Ponto A	Ponto B
4	46.933	46.916
6	56.342	56.339
8	59.268	59.268
10	54.653	54.656
12	50.379	50.374

A figura 119 mostra a tensão de corte em função do comprimento de sobreposição.

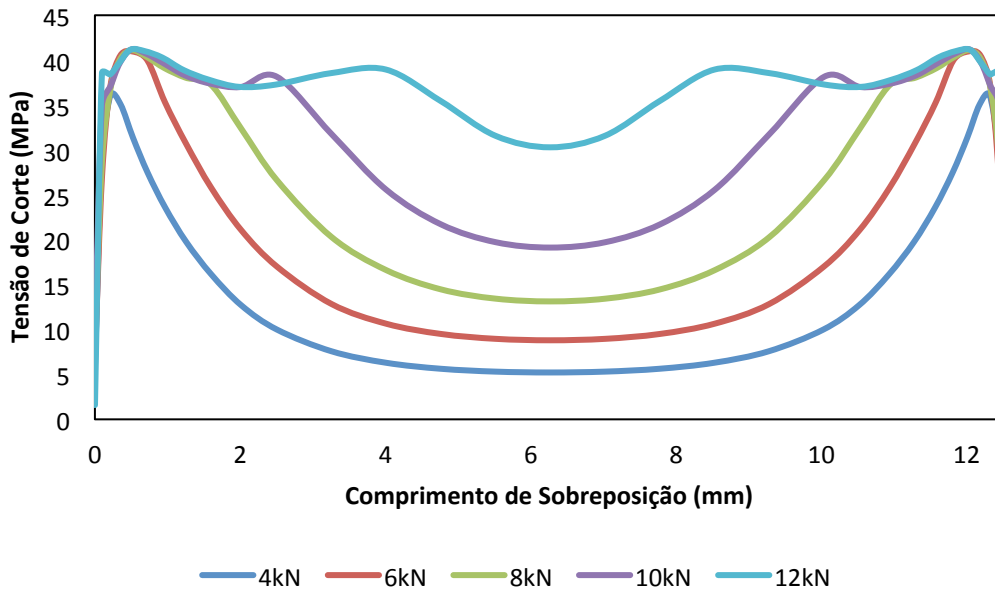


Figura 119 - Comparação dos valores da tensão de corte para os diferentes carregamentos.

Na tabela 31 estão representados os valores máximos para os pontos A e B do gráfico da figura 119.

Tabela 31 - Comparação dos valores máximos de tensão de corte (MPa), para os diferentes carregamentos aplicados.

Carregamento (kN)	Ponto A	Ponto B
4	36.086	36.081
6	40.961	40.961
8	41.110	41.110
10	41.204	41.204
12	41.155	41.155

A figura 120 mostra a deformação de arrancamento em função do comprimento de sobreposição.

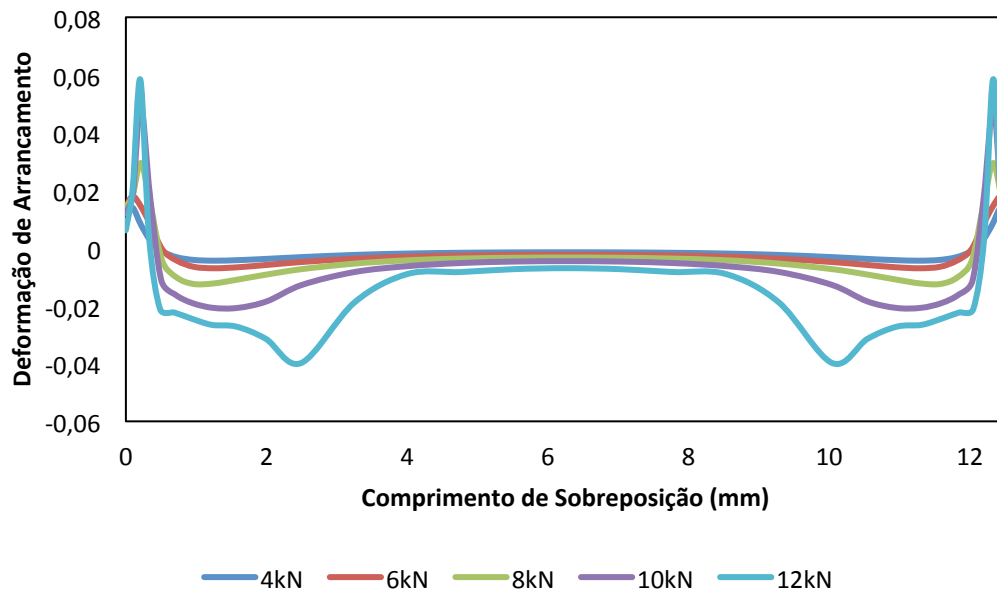


Figura 120 - Comparação dos valores da deformação de arrancamento para os diferentes carregamentos.

Na tabela 32 estão representados os valores máximos para os pontos A e B do gráfico da figura 120.

Tabela 32 - Comparação dos valores máximos de deformação de arrancamento, para os diferentes carregamentos aplicados.

Carregamento (kN)	Ponto A	Ponto B
4	0.014	0.014
6	0.018	0.018
8	0.029	0.029
10	0.049	0.049
12	0.058	0.058

A figura 121 mostra a deformação de corte em função do comprimento de sobreposição.

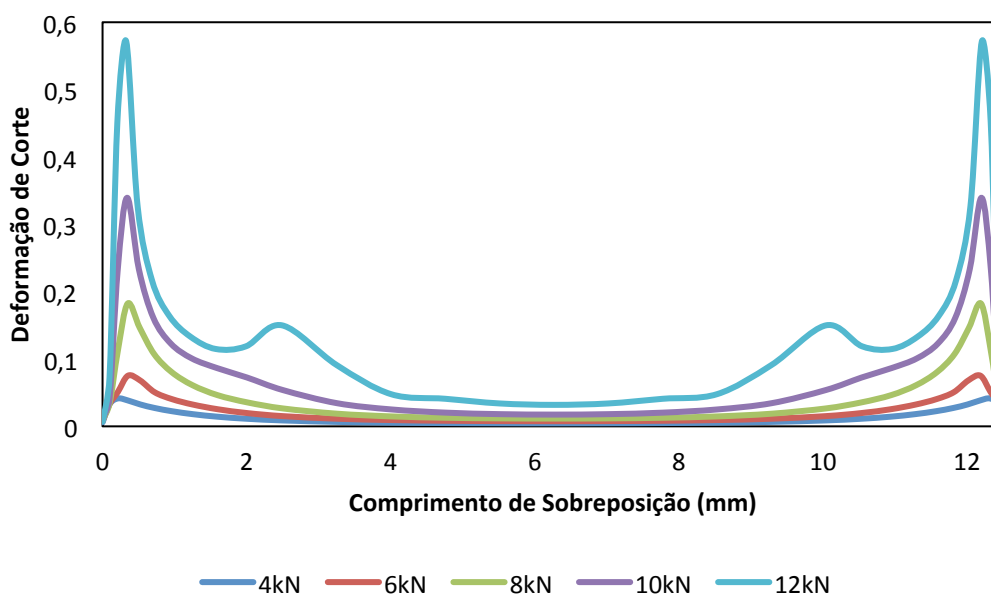


Figura 121 - Comparação dos valores da deformação de corte para os diferentes carregamentos.

Na tabela 33 estão representados os valores máximos para os pontos A e B do gráfico da figura 121.

Tabela 33 - Comparação dos valores máximos de deformação de corte, para os diferentes carregamentos aplicados.

Carregamento (kN)	Ponto A	Ponto B
4	0.041	0.041
6	0.075	0.075
8	0.182	0.182
10	0.339	0.339
12	0.571	0.571

Relativamente aos gráficos anteriores tem-se então:

- À medida que o carregamento aumenta, a tensão de Von Mises fica mais uniforme em relação ao seu valor máximo, o que significa que a junta se encontra quase totalmente plastificada. A plasticidade do adesivo ocorre das extremidades para o centro, pois é nas extremidades do adesivo que existem as maiores tensões de Von Mises.
- Ao se aumentar a carga, verifica-se que as tensões de arrancamento tractivas ocupam um maior comprimento, ou seja, são nulas só perto dos 2 mm de cada extremidade de sobreposição. Tem-se também uma maior área da tensão de arrancamento compressiva. Verifica-se que as tensões mais altas estão presentes para o carregamento de 8 kN.
- A distribuição da tensão de corte segue a distribuição de tensão de Von Mises. Ao se aumentar o carregamento, a tensão de corte também aumenta, de forma a ficar quase uniforme relativamente ao seu valor máximo. Para este carregamento o adesivo encontra-se praticamente todo plastificado.
- A junta simples sofre as maiores deformações de arrancamento (tractiva e compressiva) para o maior carregamento. Como seria de esperar, se se aumentar o carregamento as deformações aumentam. Para o triplo da carga, tem-se uma deformação aproximadamente quatro vezes superior.

- As deformações de corte também aumentam com o aumento do carregamento. Percebe-se que para o triplo do carregamento, obtém-se uma deformação aproximadamente catorze vezes superior.

### Varição da Espessura do Aderente

Na análise da influência da espessura do adesivo na distribuição de tensões e deformações na linha média do adesivo, foram estudadas as espessuras de 0.8 mm a 3.2 mm.

A figura 122 mostra a tensão de Von Mises em função do comprimento de sobreposição.

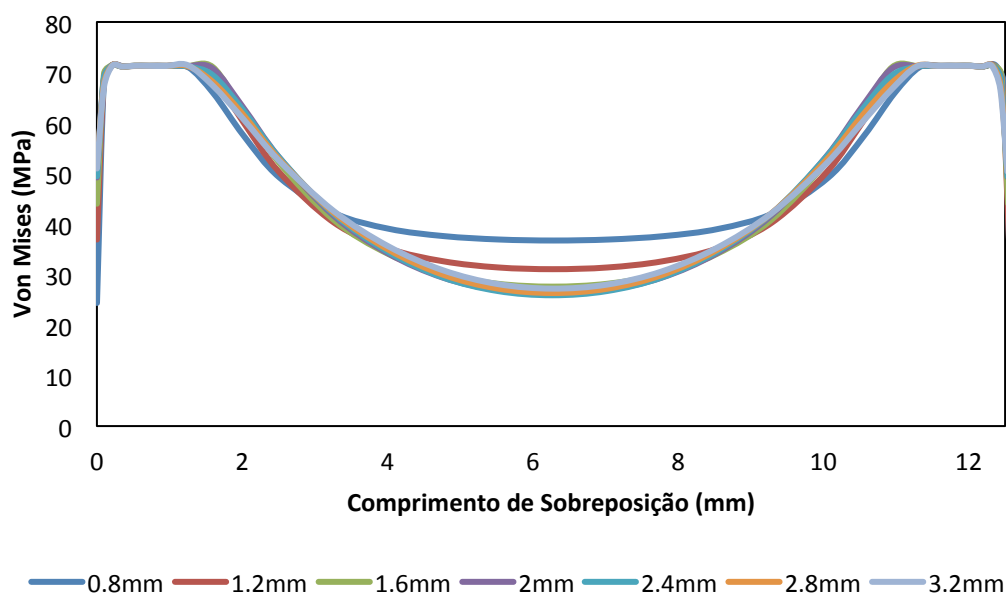


Figura 122 - Comparação dos valores da tensão de Von Mises, para as diferentes espessuras dos aderentes.

Na tabela 34 estão representados os valores máximos para os pontos A e B do gráfico da figura 122.

Tabela 34 - Comparação dos valores máximos de tensão de Von Mises (MPa), para as diferentes espessuras dos aderentes.

Espessura (mm)	Ponto A	Ponto B
0.8	71.459	71.459
1.2	71.488	71.488
1.6	71.469	71.469
2	71.478	71.478
2.4	71.453	71.453
2.8	71.447	71.431
3.2	71.452	71.323

A figura 123 mostra a tensão de arrancamento em função do comprimento de sobreposição.

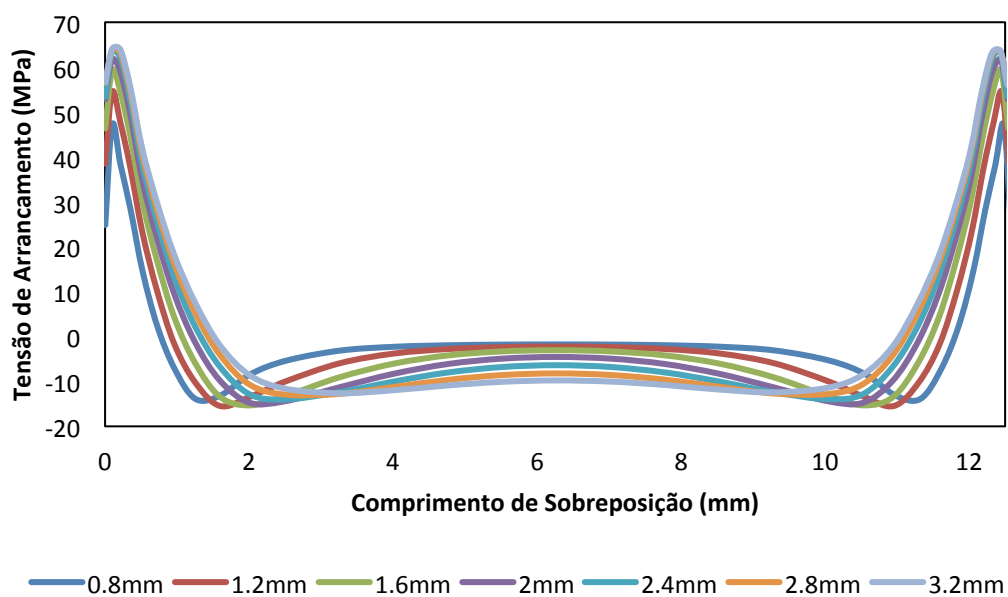


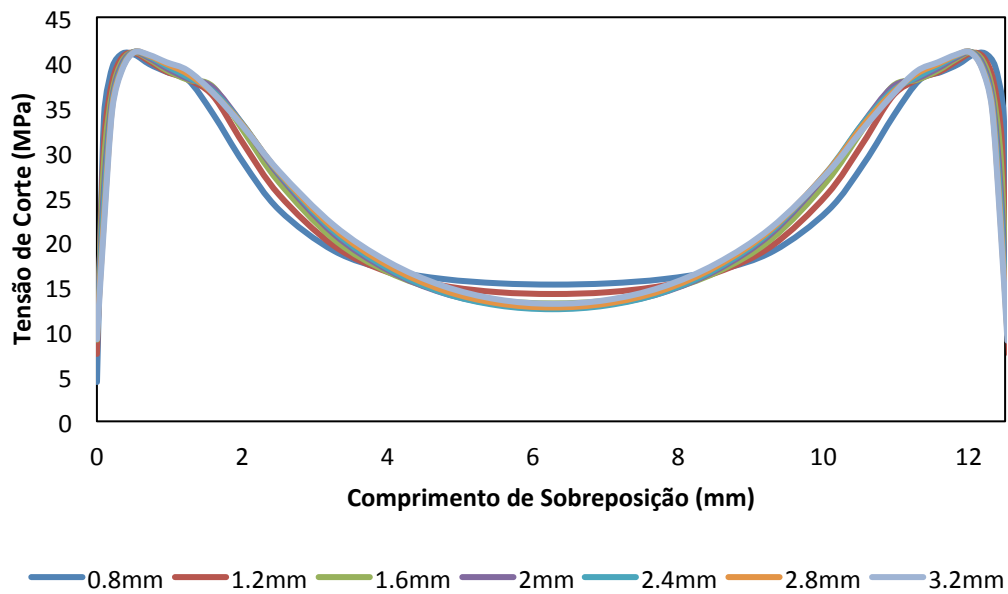
Figura 123 - Comparação dos valores da tensão de arrancamento, para as diferentes espessuras dos aderentes.

Na tabela 35 estão representados os valores máximos para os pontos A e B do gráfico da figura 123.

Tabela 35 - Comparação dos valores máximos de tensão de arrancamento (MPa), para as diferentes espessuras dos aderentes.

Espessura (mm)	Ponto A	Ponto B
0.8	47.116	47.116
1.2	54.445	54.446
1.6	59.268	59.268
2	61.679	61.669
2.4	63.507	63.453
2.8	63.743	63.548
3.2	64.028	63.570

A figura 124 mostra a tensão de corte em função do comprimento de sobreposição.



**Figura 124 - Comparação dos valores da tensão de corte, para as diferentes espessuras dos aderentes.**

Na tabela 36 estão representados os valores máximos para os pontos A e B do gráfico da figura 124.

**Tabela 36 - Comparação dos valores máximos de tensão de corte (MPa), para as diferentes espessuras dos aderentes.**

<b>Espessura (mm)</b>	<b>Ponto A</b>	<b>Ponto B</b>
0.8	40.963	40.963
1.2	41.021	41.021
1.6	41.110	41.110
2	41.132	41.131
2.4	41.157	41.156
2.8	41.134	41.133
3.2	41.107	41.106

A figura 125 mostra a deformação de arrancamento em função do comprimento de sobreposição.

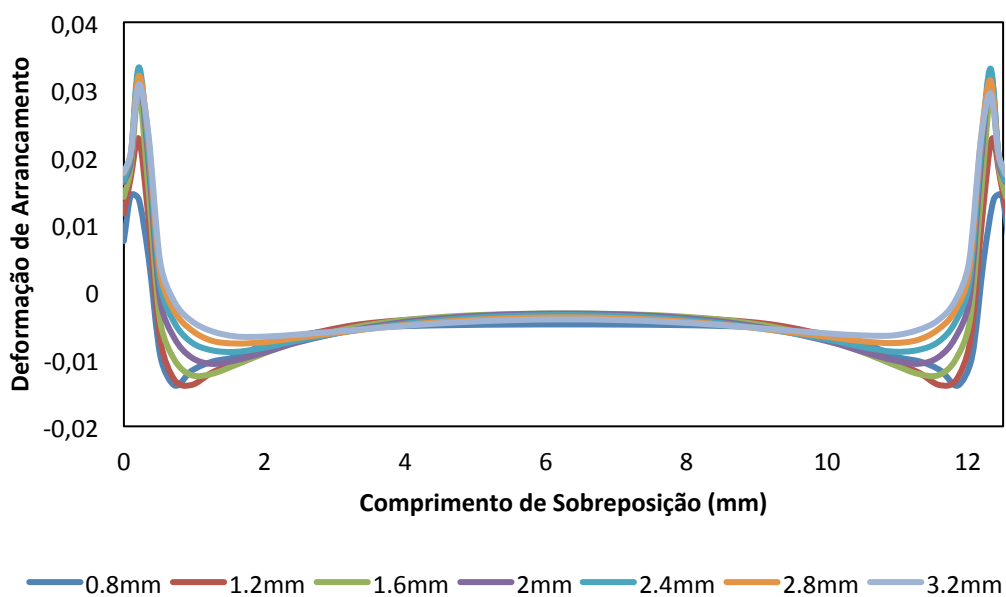


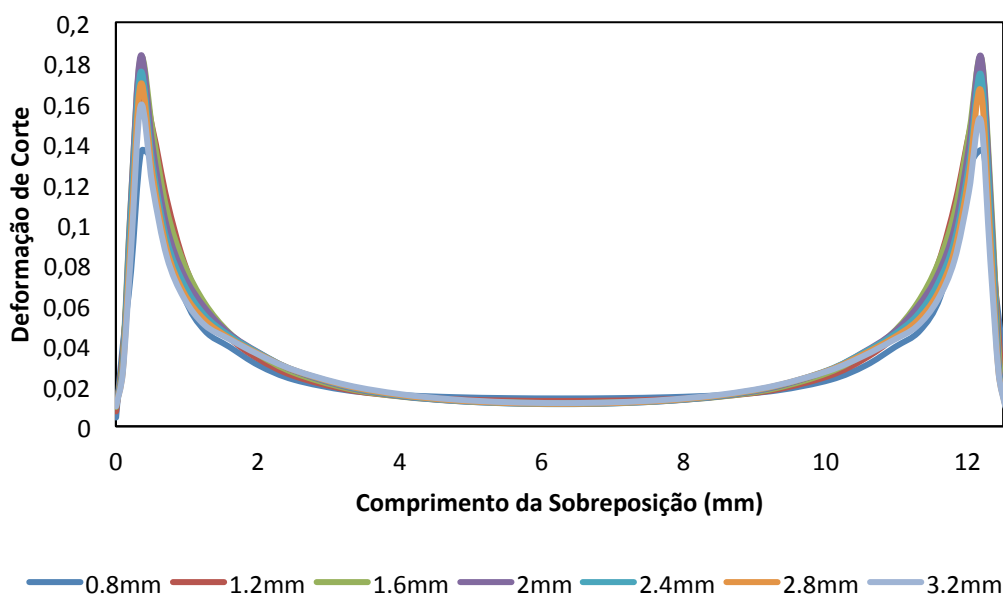
Figura 125 - Comparação dos valores da deformação de arrancamento, para as diferentes espessuras dos aderentes.

Na tabela 37 estão representados os valores máximos para os pontos A e B do gráfico da figura 125.

Tabela 37 - Comparação dos valores máximos de deformação de arrancamento, para as diferentes espessuras dos aderentes.

Espessura (mm)	Ponto A	Ponto B
0.8	0.014	0.014
1.2	0.023	0.023
1.6	0.029	0.029
2	0.033	0.033
2.4	0.033	0.033
2.8	0.032	0.031
3.2	0.031	0.029

A figura 126 mostra a deformação de corte em função do comprimento de sobreposição.



**Figura 126 - Comparação dos valores da deformação de corte, para as diferentes espessuras dos aderentes.**

Na tabela 38 estão representados os valores máximos para os pontos A e B do gráfico da figura 126.

**Tabela 38 - Comparação dos valores máximos de deformação de corte, para as diferentes espessuras dos aderentes.**

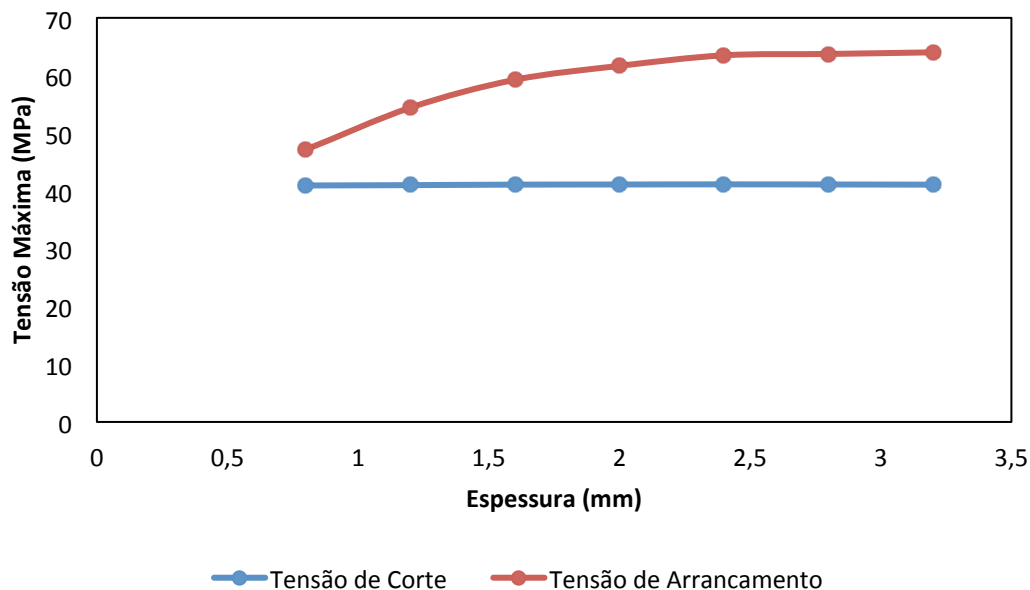
Espessura (mm)	Ponto A	Ponto B
0.8	0.136	0.136
1.2	0.168	0.168
1.6	0.182	0.182
2	0.183	0.183
2.4	0.175	0.174
2.8	0.169	0.166
3.2	0.159	0.152

Relativamente aos gráficos vistos anteriormente, tem-se:

- À medida que se aumenta a espessura do aderente, as tensões máximas de Von Mises nas extremidades do adesivo mantêm-se inalteradas. A diferença está no centro do adesivo, onde caso se aumente a espessura, a tensão no centro do adesivo diminui. Verifica-se que a partir da espessura de 1.6 mm a tensão de Von Mises já não tem uma grande variação.
- Ao se aumentar a espessura do aderente, as tensões de arrancamento tractivas nas extremidades do adesivo aumentam. Isto pode ser explicado pelo aumento da rigidez do aderente nas extremidades da sobreposição, que tem uma enorme influência na tensão de arrancamento. O centro da junta deixa de ter tensões nulas e passa a ter tensões de arrancamento compressivas à medida que a espessura aumenta. Estas tendem a ficar mais uniformes à medida que se aumenta a espessura do aderente.
- A tensão de corte tem um comportamento semelhante à tensão de Von Mises. As tensões máximas localizadas nas extremidades do adesivo mantêm-se praticamente inalteradas, enquanto as tensões no centro da junta variam. À medida que a espessura aumenta até 1.6 mm, as tensões no centro do adesivo diminuem, mantendo-se depois praticamente sem alteração.

- A espessura de aderente mais baixa possui a maior deformação de arrancamento tractiva assim como a menor deformação de arrancamento compressiva. À medida que se aumenta a espessura a deformação de arrancamento tractiva aumenta até ao valor de 2.4 mm, enquanto a deformação de arrancamento compressiva vai diminuindo até ao valor de espessura de 3.2mm. Para um aumento de espessura de quatro vezes, tem-se uma deformação de arrancamento tractiva máxima aproximadamente 55 % superior.
- A espessura de 0.8 mm apresenta a menor deformação de corte nas extremidades do adesivo. Esta deformação de corte aumenta com o aumento da espessura até ao valor de 2 mm, após o qual tende a diminuir. No centro do adesivo, as deformações de corte mantêm-se inalteradas.

A figura 127 representa a curva de tendência das tensões máximas de arrancamento e corte tendo em conta o aumento da espessura do aderente.



**Figura 127 – Curva de tendência da tensão de arrancamento e tensão de corte máximas para a espessura do aderente.**

Pela curva de tendência, verifica-se que ao se aumentar a espessura do aderente até aproximadamente 2.5 mm a tensão de arrancamento máxima aumenta, e após este valor tende a manter-se constante, enquanto a tensão de corte máxima praticamente não sofre alterações.

### Variação da Espessura do Adesivo

Na análise do efeito da variação da espessura do adesivo, nas distribuições de tensões e deformações na linha média do adesivo na junta simples. Foram usados quatro valores de espessura (0.25, 0.5, 0.75 e 1 mm).

A figura 128 mostra a tensão de Von Mises em função do comprimento de sobreposição para os vários valores de espessura do adesivo.

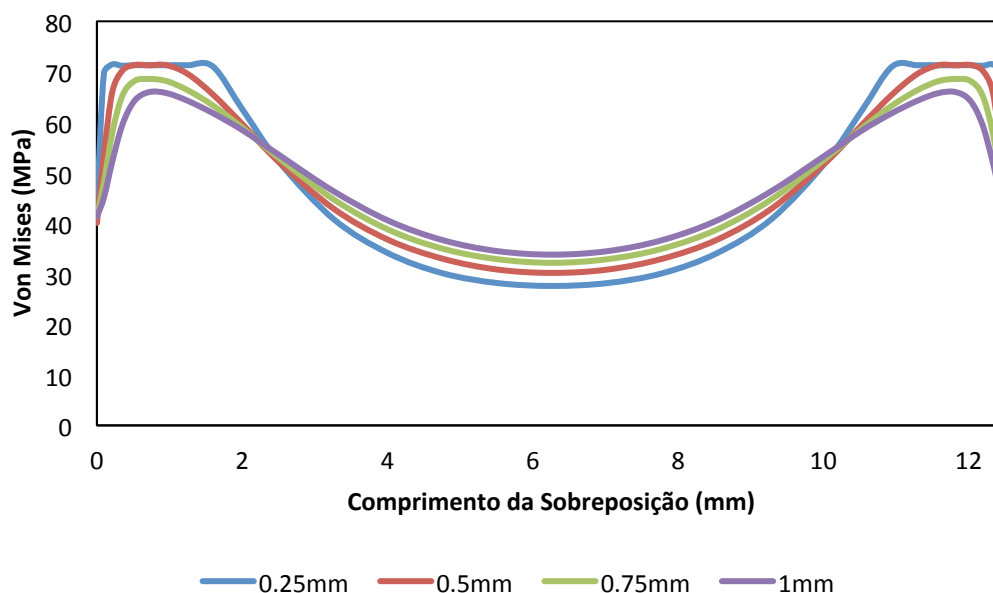


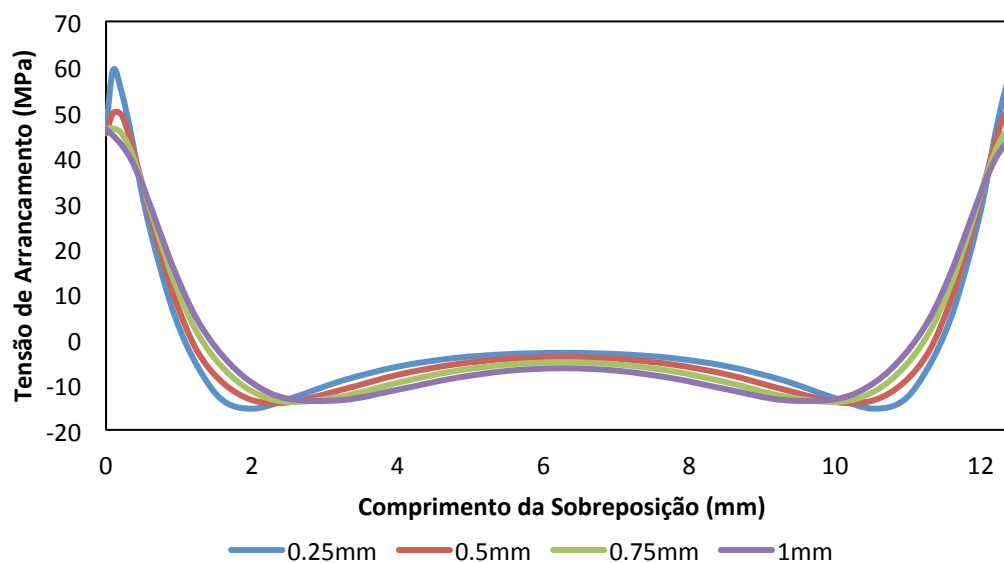
Figura 128 - Comparação dos valores da tensão de Von Mises, para as diferentes espessuras do adesivo.

Na tabela 39 estão representados os valores máximos da tensão de Von Mises relativamente à espessura do adesivo para os pontos A e B.

Tabela 39 - Comparação dos valores máximos de tensão de Von Mises (MPa), para as diferentes espessuras do adesivo.

Espessura (mm)	Ponto A	Ponto B
0.25	71.469	71.469
0.5	71.349	71.349
0.75	68.586	68.586
1	65.996	65.995

A figura 129 mostra a tensão de arrancamento em função do comprimento de sobreposição para os vários valores de espessura do adesivo.



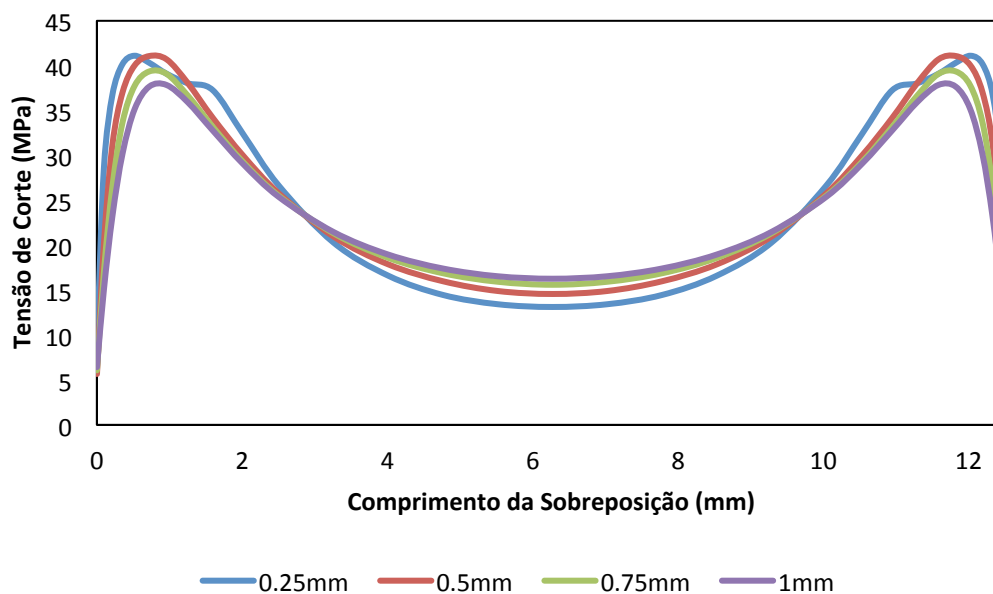
**Figura 129 - Comparação dos valores da tensão de arrancamento, para as diferentes espessuras do adesivo.**

Na tabela 40 estão representados os valores máximos da tensão de arrancamento relativamente à espessura do adesivo para os pontos A e B.

**Tabela 40 - Comparação dos valores máximos de tensão de arrancamento (MPa), para as diferentes espessuras do adesivo.**

<b>Espessura (mm)</b>	<b>Ponto A</b>	<b>Ponto B</b>
0.25	59.268	59.268
0.5	49.803	49.802
0.75	46.426	46.424
1	46.228	46.225

A figura 130 mostra a tensão de corte em função do comprimento de sobreposição para os vários valores de espessura do adesivo.



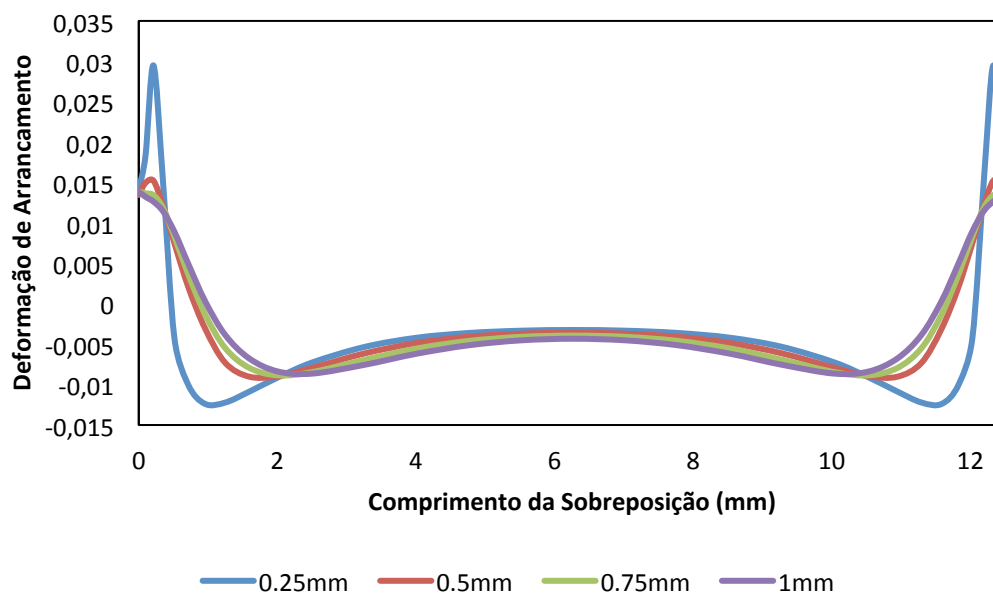
**Figura 130 - Comparação dos valores da tensão de corte, para as diferentes espessuras do adesivo.**

Na tabela 41 estão representados os valores máximos da tensão de corte relativamente à espessura do adesivo para os pontos A e B.

**Tabela 41 - Comparação dos valores máximos de tensão de corte (MPa), para as diferentes espessuras do adesivo.**

Espessura (mm)	Ponto A	Ponto B
0.25	41.110	41.110
0.5	41.079	41.079
0.75	39.362	39.362
1	37.848	37.848

A figura 131 mostra a deformação de arrancamento em função do comprimento de sobreposição para os vários valores de espessura do adesivo.



**Figura 131 - Comparação dos valores da deformação de arrancamento, para as diferentes espessuras do adesivo.**

Na tabela 42 estão representados os valores máximos da deformação de arrancamento relativamente à espessura do adesivo para os pontos A e B.

**Tabela 42 - Comparação dos valores máximos de deformação de arrancamento, para as diferentes espessuras do adesivo.**

<b>Espessura (mm)</b>	<b>Ponto A</b>	<b>Ponto B</b>
0.25	0.029	0.029
0.5	0.015	0.015
0.75	0.014	0.014
1	0.014	0.014

A figura 132 mostra deformação de corte em função do comprimento de sobreposição para os vários valores de espessura do adesivo.

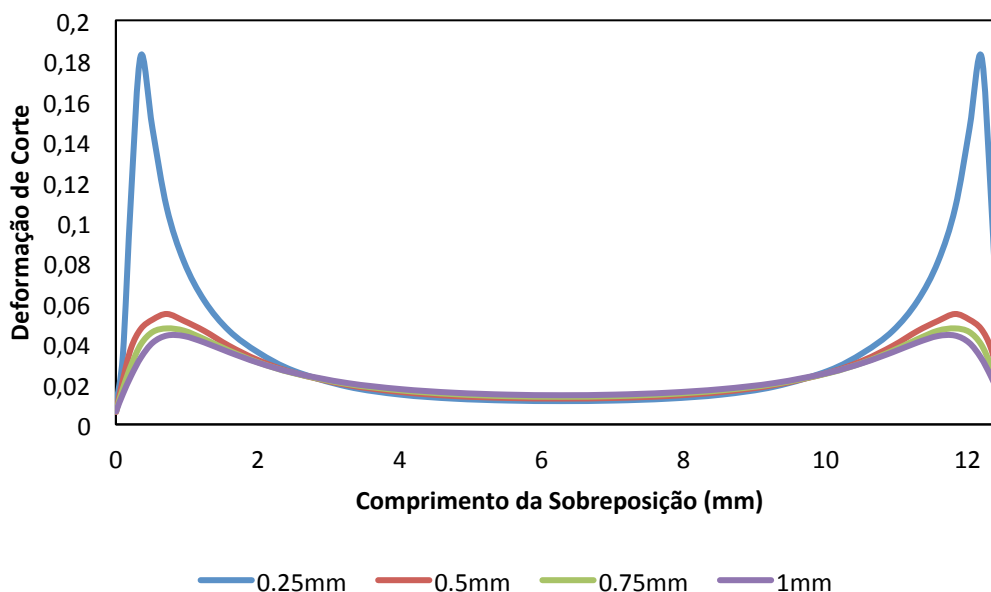


Figura 132 - Comparação dos valores da deformação de corte, para as diferentes espessuras do adesivo.

Na tabela 43 estão representados os valores máximos da deformação de corte relativamente à espessura do adesivo para os pontos A e B.

Tabela 43 - Comparação dos valores máximos de deformação de corte, para as diferentes espessuras do adesivo.

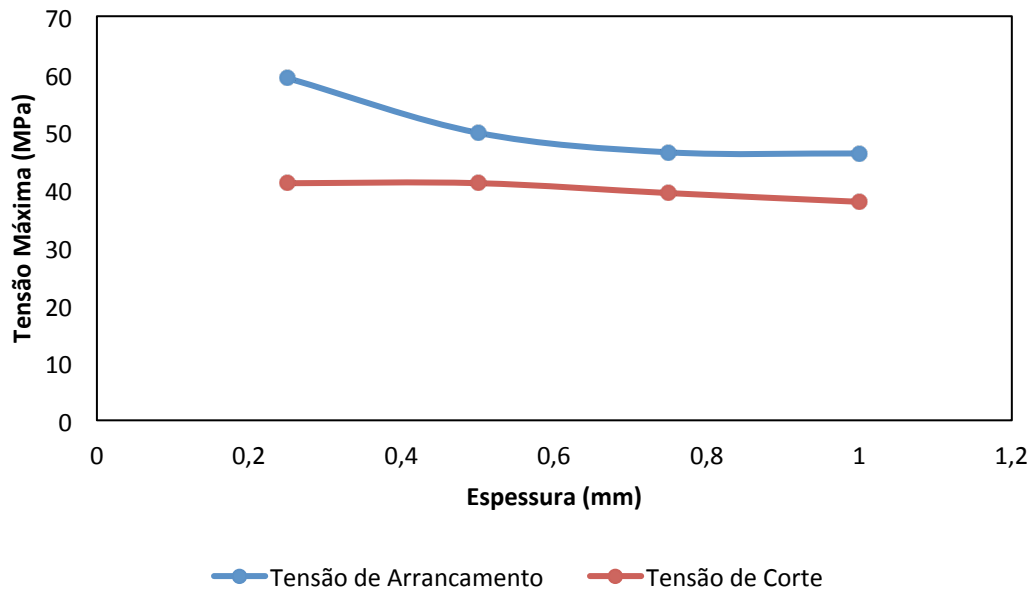
Espessura (mm)	Ponto A	Ponto B
0.25	0.182	0.182
0.5	0.055	0.055
0.75	0.048	0.048
1	0.044	0.044

Relativamente aos gráficos acima tem-se:

- À medida que se aumenta a espessura do adesivo as tensões de Von Mises diminuem nas extremidades do adesivo mas aumenta no seu centro, o que vai tornar as tensões mais uniformes. O aumento da espessura de 0.25 mm para 1 mm resultou numa redução de aproximadamente 8% na tensão máxima de Von Mises.
- A tensão de arrancamento tractiva nas extremidades da junta diminui à medida que se aumenta a espessura do adesivo. A tensão de arrancamento compressiva aumenta à medida que a espessura do adesivo aumenta. Verifica-se que a maior redução da tensão de arrancamento se dá ao aumentar o adesivo de 0.25 mm para 0.5 mm – 16%. A partir desta espessura o aumento desta não apresenta significativas melhorias.
- A tensão de corte diminui nas extremidades do adesivo e aumenta no seu centro, assim como a tensão de Von Mises, para o aumento da espessura do adesivo. Estas alterações tendem a uniformizar a tensão de corte. Ao se aumentar a espessura de 0.25 mm para 0.5 mm não se obteve uma significativa melhoria. O aumento da espessura de 0.25mm para 1mm reduz a tensão de corte em aproximadamente 8%.
- A espessura do adesivo de 0.25mm apresenta a maior deformação de arrancamento tractiva, assim como a maior deformação de arrancamento compressiva. O aumento da espessura de 0.75 mm para 1 mm não tem nenhuma redução significativa. A maior redução (48%) obtém-se ao aumentar a espessura de 0.25 mm para 0.5 mm.

- A deformação de corte diminui à medida que se aumenta a espessura. A maior redução da deformação de corte dá-se no aumento de 0.25 mm para 0.5 mm, ou seja, uma redução de 70%. Após esta espessura as reduções são muito menores, de 13% e 8% para o aumento de 0.5 mm para 0.75 mm e 0.75 para 1 mm, respectivamente.

A figura 133 mostra a curva de tendência das tensões máximas de arrancamento e de corte com o aumento da espessura do adesivo.



**Figura 133 – Tendência da máxima tensão de arrancamento e de corte, através da espessura.**

As tensões de arrancamento máximas diminuem à medida que se aumenta a espessura, com um maior declive entre as espessuras de 0.25 mm e 0.5 mm. A tensão de corte mantém-se inalterada entre as espessuras de 0.25 mm e 0.5 mm, após a qual tende também a diminuir.

### Colocação de Filete no Aderente

O presente estudo de colocação de um filete no aderente foi efectuado com recurso ao uso de filetes de 30°, 45°, 60° e 90°. Os resultados apresentados nesta comparação são gráficos da tensão equivalente de Von Mises, tensão de arrancamento, corte, e deformação de arrancamento e corte, todos os gráficos são apresentados em função da sobreposição.

A figura 134 mostra a tensão de Von Mises em função do comprimento de sobreposição para os vários ângulos de filete no aderente.

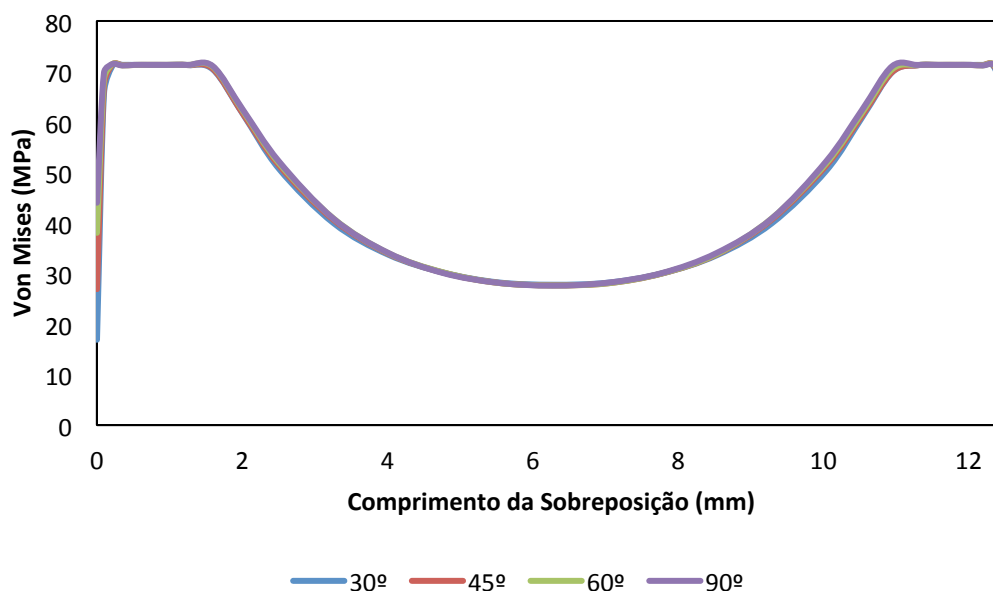


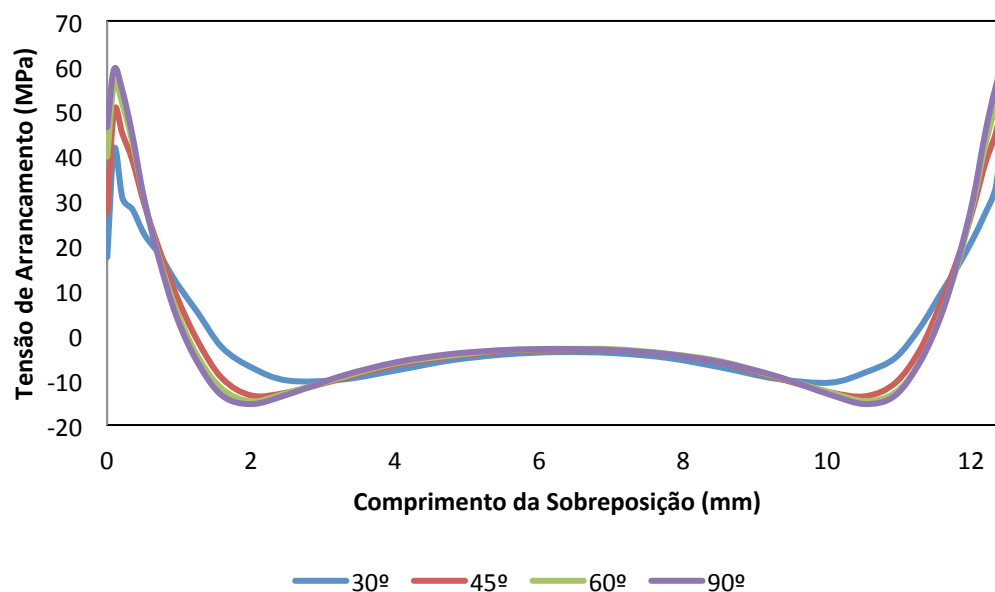
Figura 134 - Comparação dos valores da tensão de Von Mises para os diferentes ângulos de filete na extremidade da sobreposição do aderente.

Na tabela 44 estão representados os valores máximos da tensão de Von Mises nos pontos A e B para os vários ângulos de filete no aderente.

Tabela 44 - Comparação dos valores máximos de tensão de Von Mises (MPa), para os diferentes ângulos de filete na extremidade da sobreposição do aderente.

Ângulo do filete	Ponto A	Ponto B
30°	71.312	71.301
45°	71.396	71.425
60°	71.462	71.487
90°	71.469	71.469

A figura 135 mostra a tensão de arrancamento em função do comprimento de sobreposição para os vários ângulos de filete no aderente.



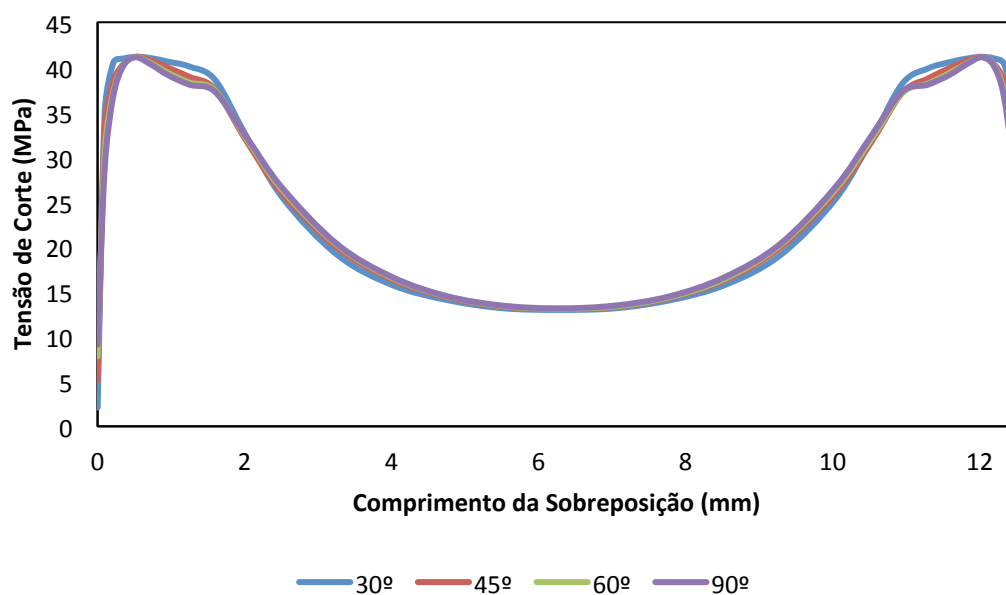
**Figura 135 - Comparação dos valores da tensão de arrancamento para os diferentes ângulos de filete na extremidade da sobreposição do aderente.**

Na tabela 45 estão representados os valores máximos da tensão de arrancamento nos pontos A e B para os vários ângulos de filete no aderente.

**Tabela 45 - Comparação dos valores máximos de tensão de arrancamento (MPa), para os diferentes ângulos de filete na extremidade da sobreposição do aderente.**

Ângulo do filete	Ponto A	Ponto B
30°	41.508	41.267
45°	50.090	49.364
60°	56.080	54.854
90°	59.268	59.268

A figura 136 mostra a tensão de corte em função do comprimento de sobreposição para os vários ângulos de filete no aderente.



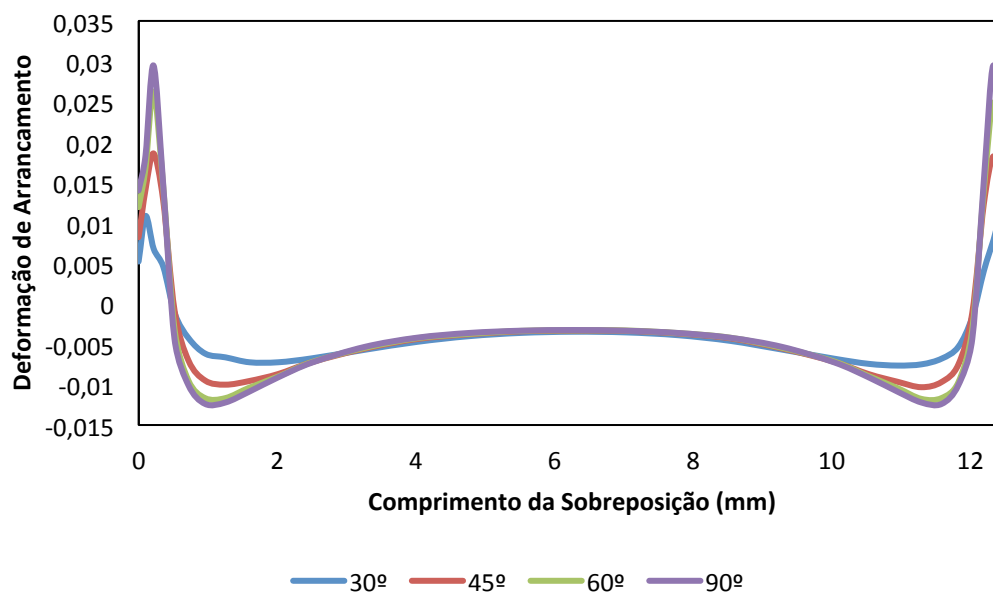
**Figura 136 - Comparação dos valores da tensão de corte para os diferentes ângulos de filete na extremidade da sobreposição do aderente.**

Na tabela 46 estão representados os valores máximos da tensão de corte nos pontos A e B para os vários ângulos de filete no aderente.

**Tabela 46 - Comparação dos valores máximos de tensão de corte (MPa), para os diferentes ângulos de filete na extremidade da sobreposição do aderente.**

Ângulo do filete	Ponto A	Ponto B
30°	41.149	41.150
45°	41.148	41.147
60°	41.136	41.128
90°	41.110	41.110

A figura 137 mostra a distribuição da deformação de arrancamento em função do comprimento de sobreposição para os vários ângulos de filete no aderente.



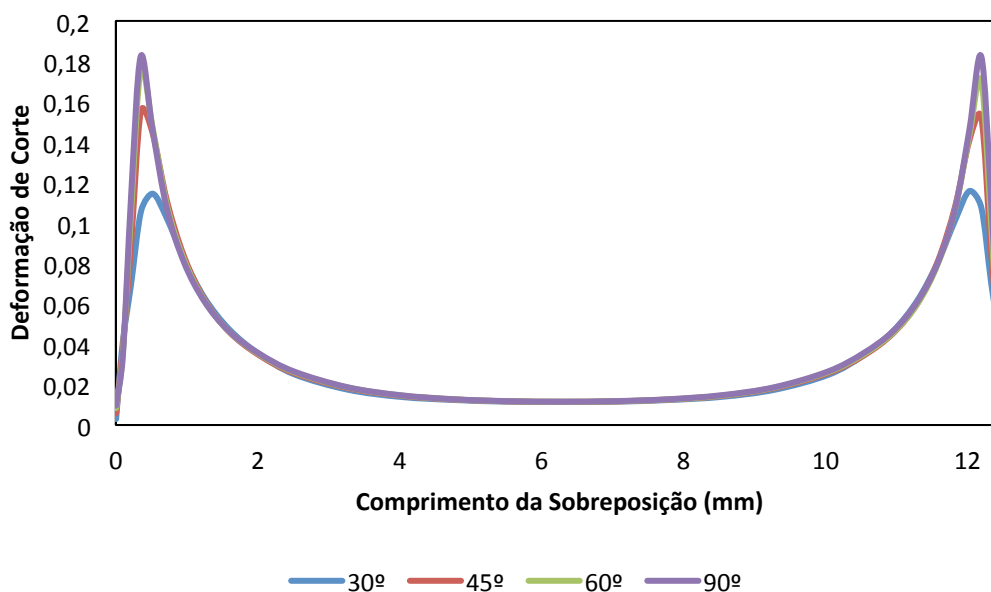
**Figura 137 - Comparação dos valores da deformação de arrancamento para os diferentes ângulos de filete na extremidade da sobreposição do aderente.**

Na tabela 47 estão representados os valores máximos da deformação de arrancamento nos pontos A e B para os vários ângulos de filete no aderente.

**Tabela 47 - Comparação dos valores máximos de deformação de arrancamento, para os diferentes ângulos de filete na extremidade da sobreposição do aderente.**

Ângulo do filete	Ponto A	Ponto B
30°	0.011	0.011
45°	0.019	0.018
60°	0.026	0.025
90°	0.029	0.029

A figura 138 mostra a distribuição da deformação de corte em função do comprimento de sobreposição para os vários ângulos de filete no aderente.



**Figura 138 - Comparação dos valores da deformação de corte para os diferentes ângulos de filete na extremidade da sobreposição do aderente.**

Na tabela 48 estão representados os valores máximos da deformação de corte nos pontos A e B para os vários ângulos de filete no aderente.

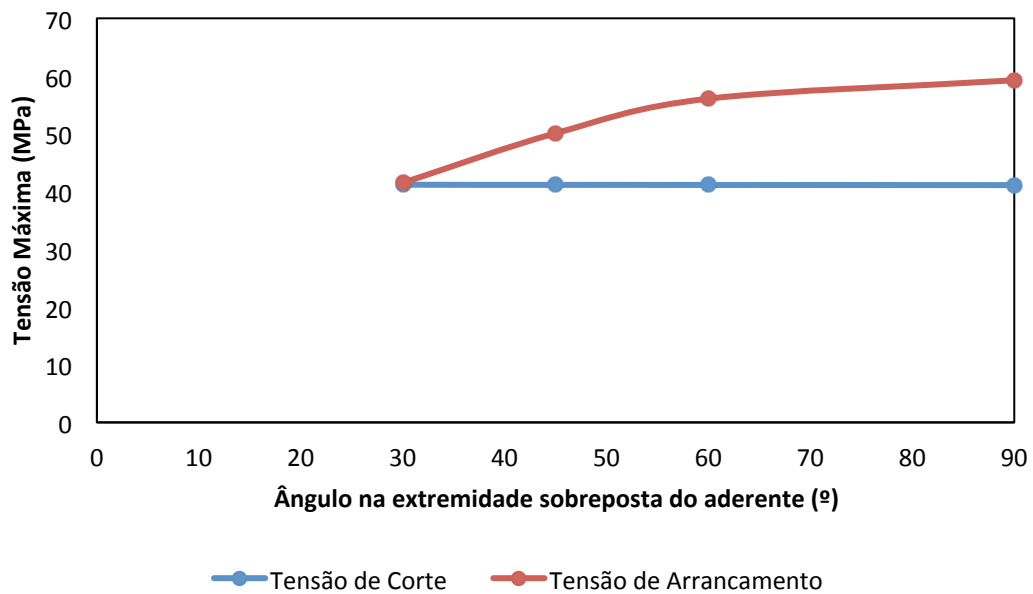
**Tabela 48 - Comparação dos valores máximos de deformação de corte, para os diferentes ângulos de filete na extremidade da sobreposição do aderente.**

Ângulo do filete	Ponto A	Ponto B
30°	0.114	0.116
45°	0.155	0.152
60°	0.176	0.170
90°	0.182	0.182

Para os gráficos acima tem-se:

- A tensão de Von Mises tanto nas extremidades do adesivo como no centro mantém-se inalterada para os diferentes ângulos de filete no aderente.
- A tensão de arrancamento tractiva diminui com a diminuição do ângulo do filete. Como seria de esperar os filetes vão influenciar esta tensão de arrancamento nas extremidades do adesivo, pois com o uso do filete a rigidez diminui, o que faz diminuir a tensão de arrancamento. De realçar que este ângulo não deverá ser muito pequeno, sob o risco de se diminuir significativamente a rigidez, e o aderente falhe antes do previsto. Com o uso de um filete de 30° obtém-se uma redução na ordem dos 30%.
- A tensão de corte nas extremidades do adesivo mantém-se inalterada, assim como no centro deste para todos os ângulos de filete.
- A deformação de arrancamento diminui com a diminuição do ângulo do filete no aderente. Consegue-se uma redução na ordem dos 62% ao usar um ângulo de 30° em vez do de 90°. A menor redução dá-se ao usar-se um ângulo de 60° - 10%.
- A deformação de corte diminui com a diminuição do ângulo de filete. Existe uma redução pouco significativa na passagem da extremidade recta para a extremidade com o filete de 60° na ordem dos 3%. Já o uso do filete com um ângulo de 30° provoca uma redução de aproximadamente 37%.

A figura 139 representa a curva de tendência das tensões máximas de arrancamento e corte relativamente ao ângulo do filete na extremidade do aderente.



**Figura 139 - Curva de tendência da tensão de arrancamento e tensão de corte para o ângulo na extremidade sobreposta do aderente.**

Pela curva de tendência percebe-se que a tensão máxima de arrancamento diminui com a diminuição do ângulo do filete, enquanto a tensão de corte se mantém inalterada.

## Alteração da Sequência de Empilhamento

Em vista a análise da alteração da sequência de empilhamento da junta simples, foram analisados cinco casos:

1. Aderente = [+45/-45/0<sub>4</sub>/+45/-45]
2. Aderente = [+45/-45/90<sub>4</sub>/+45/-45]
3. Aderente = [90<sub>2</sub>/0<sub>4</sub>/90<sub>2</sub>]
4. Aderente = [90<sub>2</sub>/+45/0<sub>2</sub>/-45/90<sub>2</sub>]
5. Aderente = [90<sub>2</sub>/+45<sub>2</sub>/-45<sub>2</sub>/90<sub>2</sub>]
6. Aderente = [0<sub>2</sub>/90<sub>4</sub>/0<sub>2</sub>]

A figura 140 mostra a distribuição da tensão de Von Mises em função do comprimento de sobreposição para as diferentes sequências de empilhamento analisadas.

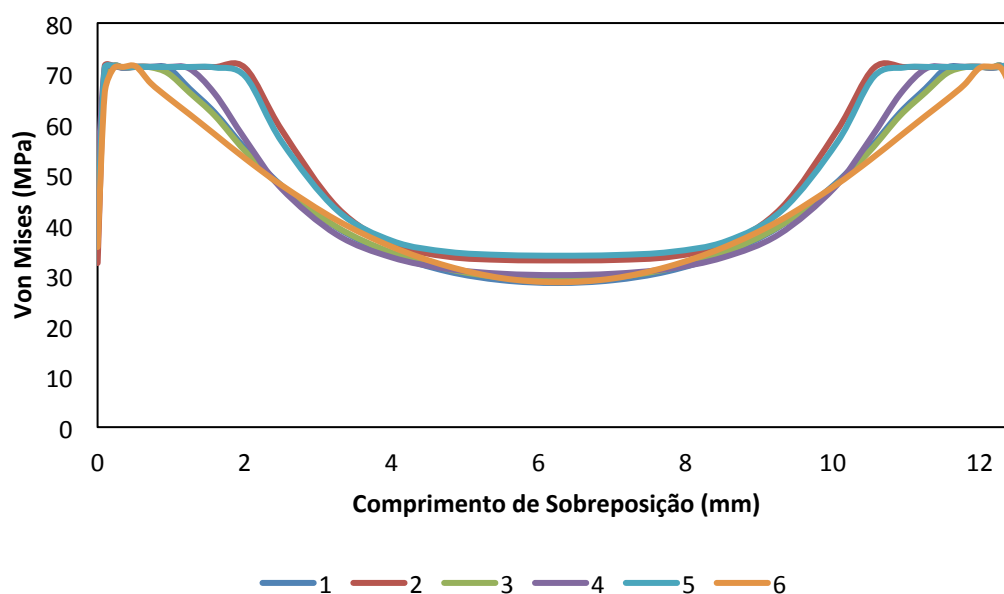


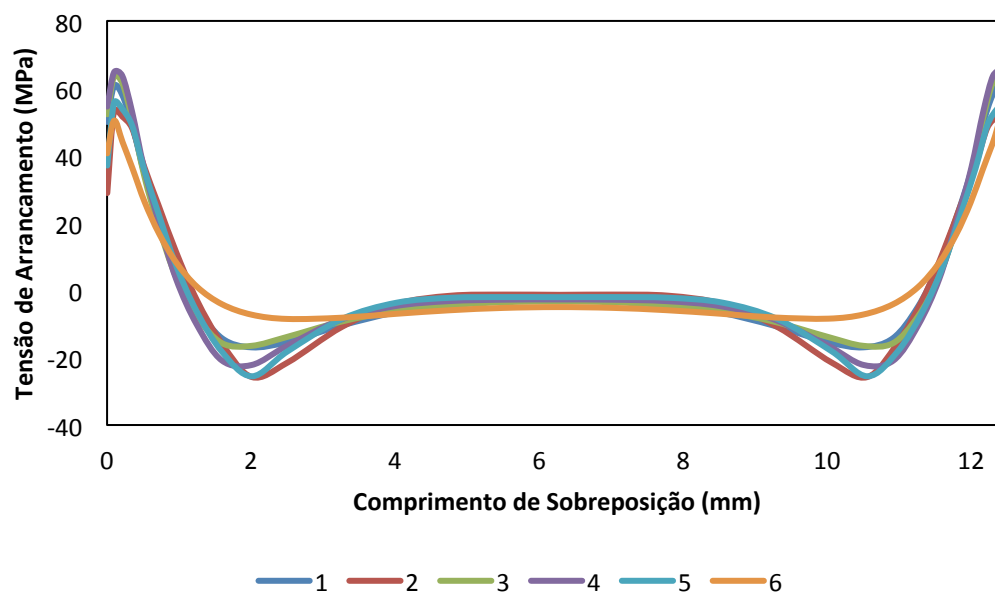
Figura 140 – Comparação dos valores da tensão de Von Mises para as diferentes sequências de empilhamento.

Na tabela 49 estão representados os valores máximos da tensão de Von Mises nos pontos A e B para as várias sequências de empilhamento estudadas.

Tabela 49 - Comparação dos valores máximos de tensão de Von Mises (MPa), para as diferentes sequências de empilhamento dos aderentes.

Sequência de Empilhamento	Ponto A	Ponto B
1	71.469	71.469
2	71.538	71.538
3	71.453	71.453
4	71.479	71.480
5	71.545	71.545
6	71.399	71.334

A figura 141 mostra a distribuição da tensão de arrancamento em função do comprimento de sobreposição para as diferentes sequências de empilhamento analisadas.



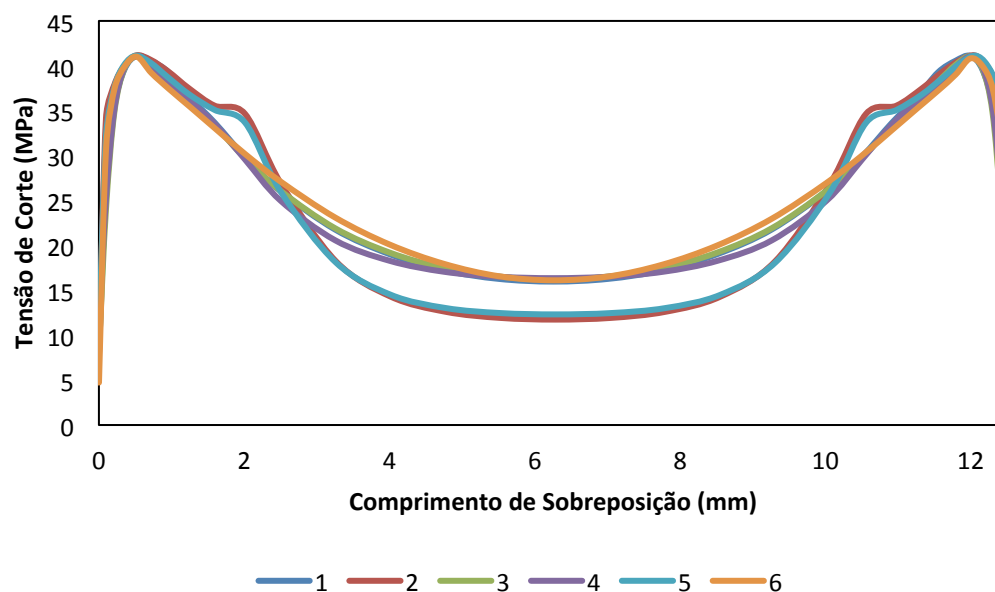
**Figura 141 - Comparação dos valores da tensão de arrancamento para as diferentes sequências de empilhamento.**

Na tabela 50 estão representados os valores máximos da tensão de arrancamento nos pontos A e B para as várias sequências de empilhamento estudadas.

**Tabela 50 - Comparação dos valores máximos de tensão de arrancamento (MPa), para as diferentes sequências de empilhamento dos aderentes.**

Sequência de Empilhamento	Ponto A	Ponto B
1	60.690	60.685
2	53.334	53.334
3	63.527	63.524
4	64.766	64.767
5	55.733	55.734
6	50.375	50.093

A figura 142 mostra a distribuição da tensão de corte em função do comprimento de sobreposição para as diferentes sequências de empilhamento analisadas.



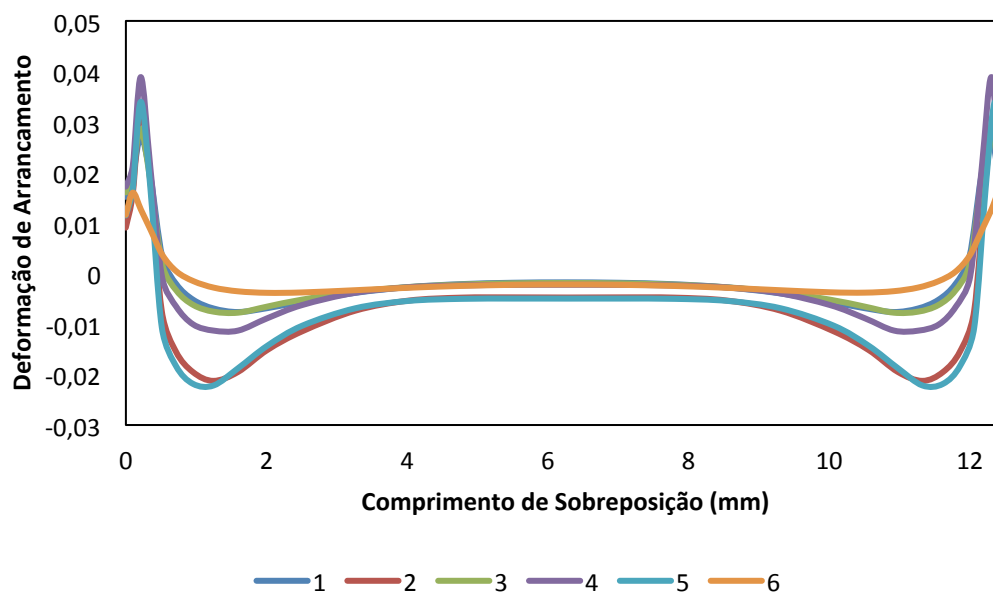
**Figura 142 - Comparação dos valores da tensão de corte para as diferentes sequências de empilhamento.**

Na tabela 51 estão representados os valores máximos da tensão de corte nos pontos A e B para as várias sequências de empilhamento estudadas.

**Tabela 51 - Comparação dos valores máximos de tensão de corte (MPa), para as diferentes sequências de empilhamento dos aderentes.**

Sequência de Empilhamento	Ponto A	Ponto B
1	41.108	41.108
2	41.161	41.161
3	41.068	41.068
4	41.052	41.052
5	41.132	41.131
6	41.014	40.821

A figura 143 mostra a distribuição da deformação de arrancamento em função do comprimento de sobreposição para as diferentes sequências de empilhamento analisadas.



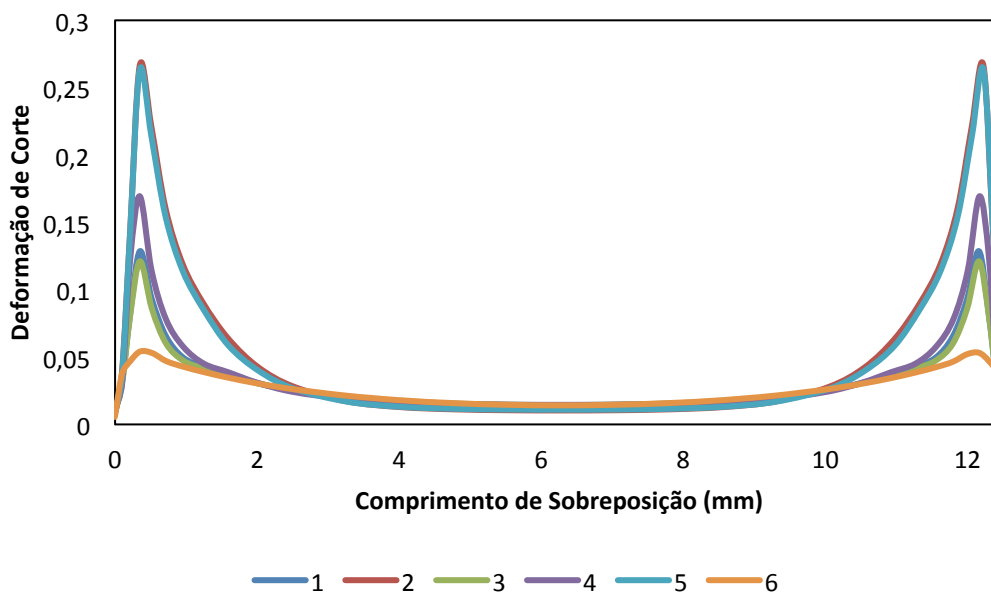
**Figura 143 - Comparação dos valores da deformação de arrancamento para as diferentes sequências de empilhamento.**

Na tabela 52 estão representados os valores máximos da deformação de arrancamento nos pontos A e B para as várias sequências de empilhamento estudadas.

**Tabela 52 - Comparação dos valores máximos de deformação de arrancamento, para as diferentes sequências de empilhamento dos aderentes.**

Sequência de Empilhamento	Ponto A	Ponto B
1	0.027	0.027
2	0.032	0.032
3	0.029	0.029
4	0.039	0.039
5	0.034	0.034
6	0.016	0.016

A figura 144 mostra a distribuição da deformação de corte em função do comprimento de sobreposição para as diferentes sequências de empilhamento analisadas.



**Figura 144 - Comparação dos valores da deformação de corte para as diferentes sequências de empilhamento.**

Na tabela 53 estão representados os valores máximos da deformação de corte nos pontos A e B para as várias sequências de empilhamento estudadas.

**Tabela 53 - Comparação dos valores máximos de deformação de corte, para as diferentes sequências de empilhamento dos aderentes.**

Sequência de Empilhamento	Ponto A	Ponto B
1	0.129	0.129
2	0.266	0.266
3	0.121	0.121
4	0.169	0.169
5	0.263	0.263
6	0.054	0.053

Para os gráficos apresentados anteriormente:

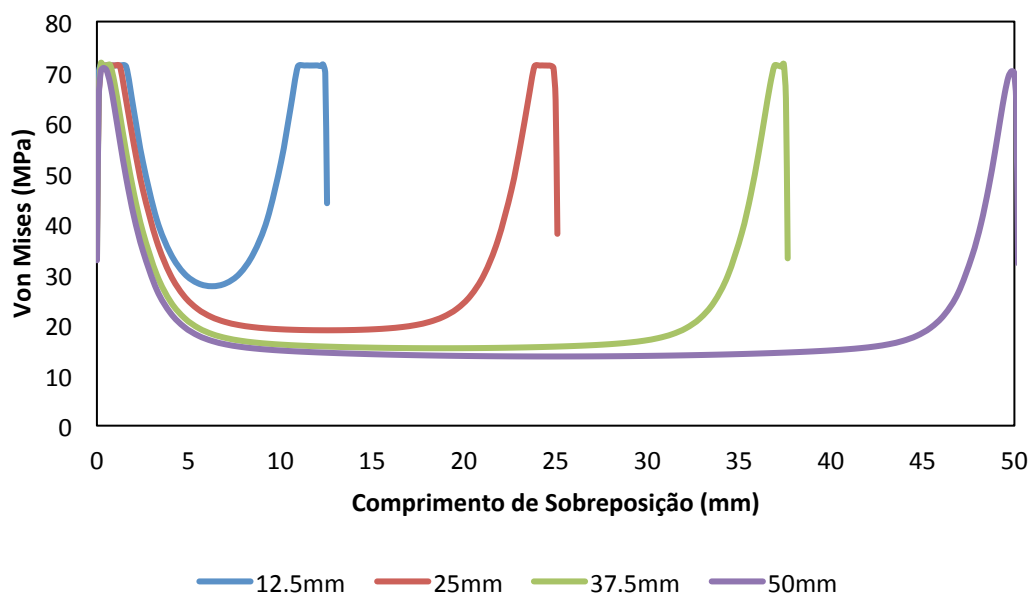
- A tensão máxima de Von Mises para todas as sequências dos laminados é igual, ou seja, para os laminados estudados, o adesivo plastifica nas extremidades. No laminado 2 e 5 a área de plastificação é maior do que nos laminados 1,3, 4 e 6 – sendo o laminado 6 o que apresenta a menor área de plastificação do adesivo. A tensão no centro do adesivo é também superior para os laminados 2 e 5. Isto pode ser explicado pelo facto de estes laminados não possuírem qualquer lâmina no sentido da solicitação da carga ( $0^\circ$ ).
- O laminado 4 apresenta o valor da tensão de arrancamento tractiva mais elevada nas extremidades do adesivo. Relativamente à tensão de arrancamento compressiva esta é mais elevada para o laminado 2 e 5. No centro do adesivo as tensões são idênticas para todos os laminados. A alteração do laminado 4 para o laminado 2 traduz-se numa redução das tensões na ordem dos 18%. O laminado 6 é o que apresenta a menor tensão de arrancamento, pois apresenta uma maior resistência ao momento flector, pois as lâminas que resistem ao momento flector encontram-se mais afastadas da linha neutra do laminado.

- A tensão de corte máxima nas extremidades do adesivo mantém-se inalteradas para todos os laminados estudados. Pode-se verificar que esta tensão máxima no laminado 2 e 5 mantém-se por uma maior área das extremidades. No centro do adesivo as tensões são superior nos laminados 1, 3, 4 e 6.
- Os laminados 2 e 4 apresentam o maior valor da deformação de arrancamento tractiva. Os laminados 1, 3 e 5 apresentam o valor mais elevado de deformação de arrancamento compressiva. No centro do adesivo os laminados 1,3 e 5 apresentam um valor menor (apesar de pouco significativo) do que os laminados 2 e 4. De realçar que o laminado 6 apresenta o menor valor de deformação tractiva
- Os laminados 2 e 5 apresentam as maiores deformações de corte nas extremidades do que os restantes laminados. Estas deformações são menores no laminado 6, este é o que possui uma deformação de corte mais uniforme. No centro do adesivo todos os laminados apresentam o mesmo valor de deformação de corte. A alteração do laminado 2 para o laminado 3, traduz-se numa redução na ordem dos 80% na deformação de corte.

### Alteração do Comprimento da Região de Sobreposição

Para esta análise, foram estudadas os comprimentos de sobreposição de 12.5mm, 25mm, 37.5mm e 50mm. São apresentados nesta comparação os gráficos para as tensões de Von Mises, arrancamento e corte, e as deformações de corte e arrancamento. Todos os gráficos apresentados são apresentados em função do comprimento de sobreposição

A figura 145 mostra a distribuição da tensão de Von Mises em função do comprimento de sobreposição para os vários comprimentos de sobreposição analisados.



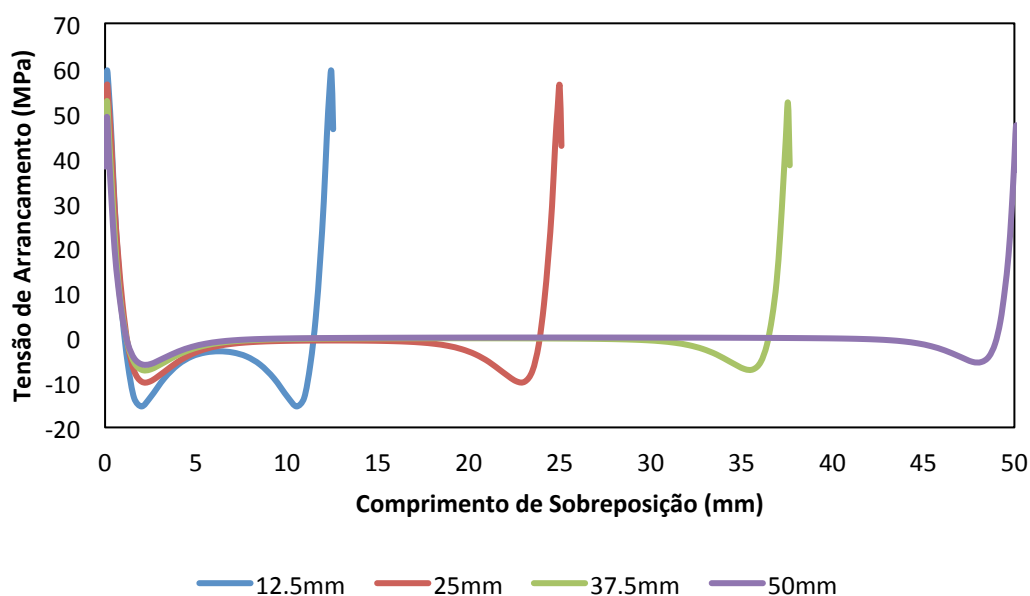
**Figura 145 – Comparação dos valores da tensão de Von Mises para os diferentes comprimentos de sobreposição.**

Na tabela 54 estão representados os valores máximos da tensão de Von Mises nos pontos A e B para os vários comprimentos de sobreposição.

**Tabela 54 – Comparação dos valores máximos de tensão de Von Mises (MPa), os diferentes comprimentos de sobreposição.**

Comprimento da sobreposição (mm)	Ponto A	Ponto B
12.5	71.469	71.469
25	71.304	71.304
37.5	71.784	71.603
50	70.814	70.158

A figura 146 mostra a distribuição da tensão de arrancamento em função do comprimento de sobreposição para os vários comprimentos de sobreposição analisados.



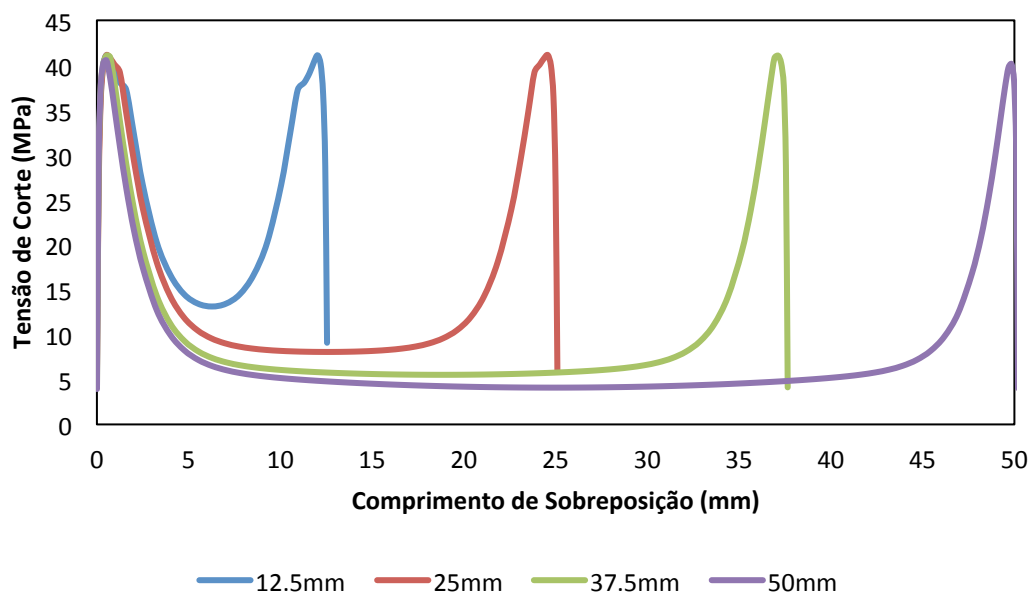
**Figura 146 - Comparação dos valores da tensão de arrancamento para os diferentes comprimentos de sobreposição.**

Na tabela 55 estão representados os valores máximos da tensão de arrancamento nos pontos A e B para os vários comprimentos de sobreposição.

**Tabela 55 - Comparação dos valores máximos de tensão de arrancamento (MPa), os diferentes comprimentos de sobreposição.**

Comprimento da sobreposição (mm)	Ponto A	Ponto B
12.5	59.268	59.268
25	56.148	56.148
37.5	52.565	52.287
50	49.174	47.308

A figura 147 mostra a distribuição da tensão de corte em função do comprimento de sobreposição para os vários comprimentos de sobreposição analisados.



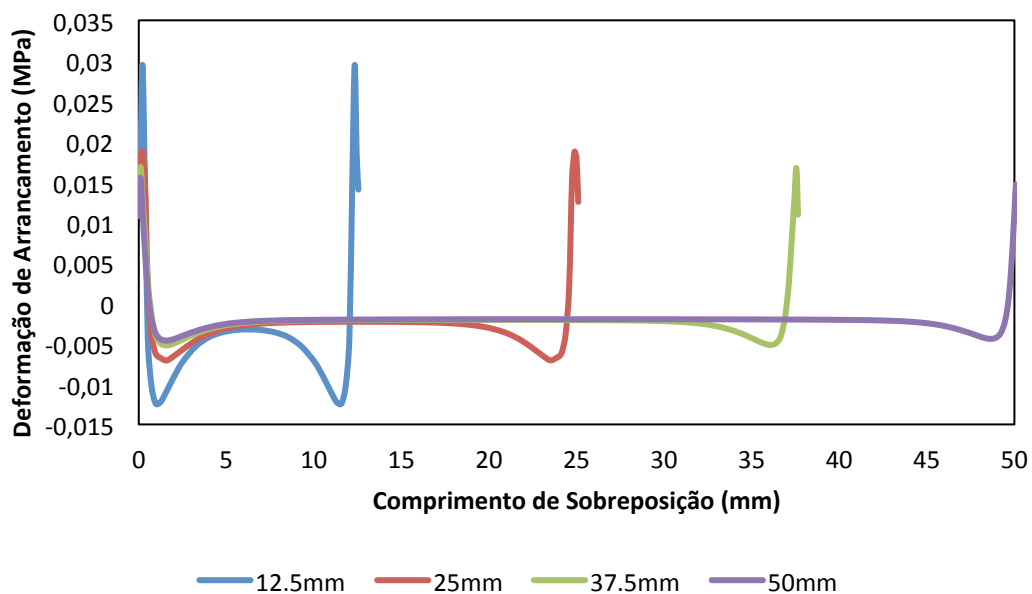
**Figura 147 - Comparação dos valores da tensão de corte para os diferentes comprimentos de sobreposição.**

Na tabela 56 estão representados os valores máximos da tensão de corte nos pontos A e B para os vários comprimentos de sobreposição.

**Tabela 56 - Comparação dos valores máximos de tensão de corte (MPa), os diferentes comprimentos de sobreposição.**

Comprimento da sobreposição (mm)	Ponto A	Ponto B
12.5	41.110	41.110
25	41.125	41.125
37.5	41.077	41.074
50	40.524	40.134

A figura 148 mostra a distribuição da deformação de arrancamento em função do comprimento de sobreposição para os vários comprimentos de sobreposição analisados.



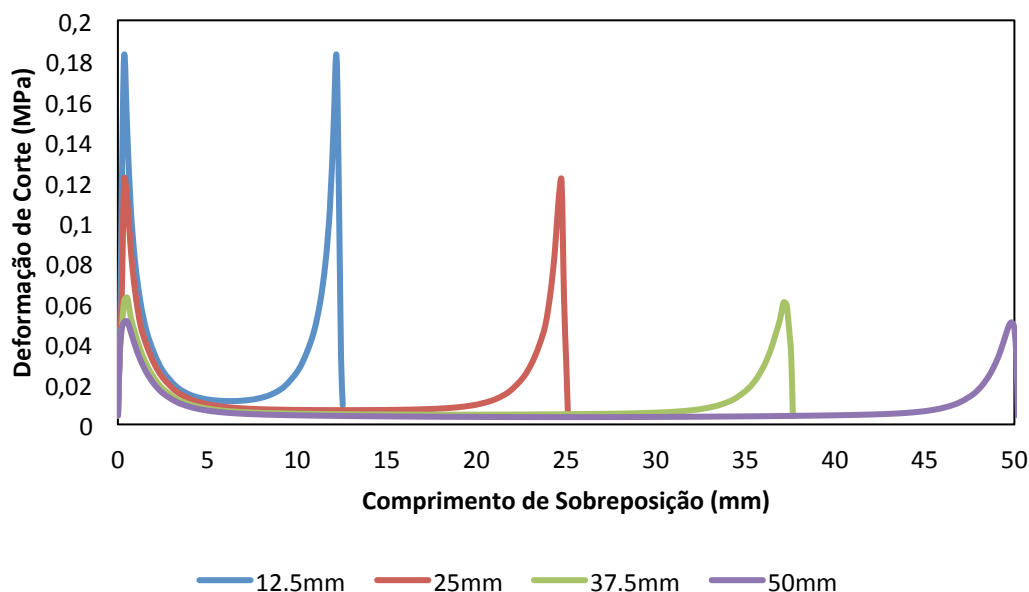
**Figura 148 - Comparação dos valores da deformação de arrancamento para os diferentes comprimentos de sobreposição.**

Na tabela 57 estão representados os valores máximos da deformação de arrancamento nos pontos A e B para os vários comprimentos de sobreposição.

**Tabela 57 - Comparação dos valores máximos de deformação de arrancamento, os diferentes comprimentos de sobreposição.**

Comprimento da sobreposição (mm)	Ponto A	Ponto B
12.5	0.029	0.029
25	0.019	0.019
37.5	0.017	0.017
50	0.016	0.015

A figura 149 mostra a distribuição da deformação de corte em função do comprimento de sobreposição para os vários comprimentos de sobreposição analisados.



**Figura 149 - Comparação dos valores da deformação de corte para os diferentes comprimentos de sobreposição.**

Na tabela 58 estão representados os valores máximos da deformação de corte nos pontos A e B para os vários comprimentos de sobreposição.

**Tabela 58 - Comparação dos valores máximos de deformação de corte, os diferentes comprimentos de sobreposição.**

Comprimento da sobreposição (mm)	Ponto A	Ponto B
12.5	0.182	0.182
25	0.121	0.121
37.5	0.063	0.060
50	0.051	0.051

Relativamente aos gráficos apresentados:

- A diferença entre a tensão de Von Mises para os diferentes comprimentos de sobreposição está no centro do adesivo. Enquanto a tensão de Von Mises máximas nas extremidades do adesivo variam bastante pouco (no comprimento de 50 mm o adesivo não plastifica), a tensão no centro do adesivo diminui com o aumento da sobreposição. O valor da tensão de Von Mises no centro da junta não sofre uma grande alteração com o aumento do comprimento de 37.5 mm para 50 mm, logo não será muito vantajoso aumentar, pois não se terá um ganho significativo na redução da tensão e está-se a acrescentar peso à junta, pois adiciona-se mais material.
- O comprimento de sobreposição de 12.5 mm apresenta os maiores valores de tensão de arrancamento tractiva e compressiva. À medida que se aumenta o comprimento da junta, tanto a tensão de arrancamento tractiva como a compressiva diminuem. Ao alterar o comprimento de 12.5 mm para 50 mm obtém-se uma redução de 17% relativamente à tensão máxima tractiva existente nas extremidades da junta.
- As tensões de corte apresentam uma distribuição semelhante à de tensão de Von Mises. Consta-se que apesar de existir uma pequena diminuição na tensão máxima nas extremidades da junta esta não é muito significativa. No centro do adesivo a tensão de corte

tende a diminuir com o aumento da sobreposição. Sendo a menor redução a da alteração do comprimento de 37.5 mm para 50 mm.

- A deformação de arrancamento apresenta uma distribuição idêntica à tensão de arrancamento. Então, o comprimento de sobreposição de 12.5 mm apresenta os maiores valores de tensão de arrancamento tractiva e compressiva. À medida que se aumenta o comprimento da junta, tanto a tensão de arrancamento tractiva como a compressiva diminuem. Ao alterar o comprimento de 12.5 mm para 50 mm obtém-se uma redução de 45% relativamente à tensão máxima tractiva existente nas extremidades da junta. No centro da junta as deformações de arrancamento para ambos os comprimentos não sofrem alterações.
- A deformação de corte apresenta uma distribuição semelhante à tensão de corte. Com o aumento do comprimento de sobreposição a deformação de corte máxima nas extremidades do adesivo diminui. Ao aumentar o comprimento de 12.5mm para 50 mm obtém-se uma redução aproximadamente de 72%.

A figura 150 representa o gráfico da curva de tendência para as tensões máximas de arrancamento e corte relativamente ao comprimento de sobreposição.

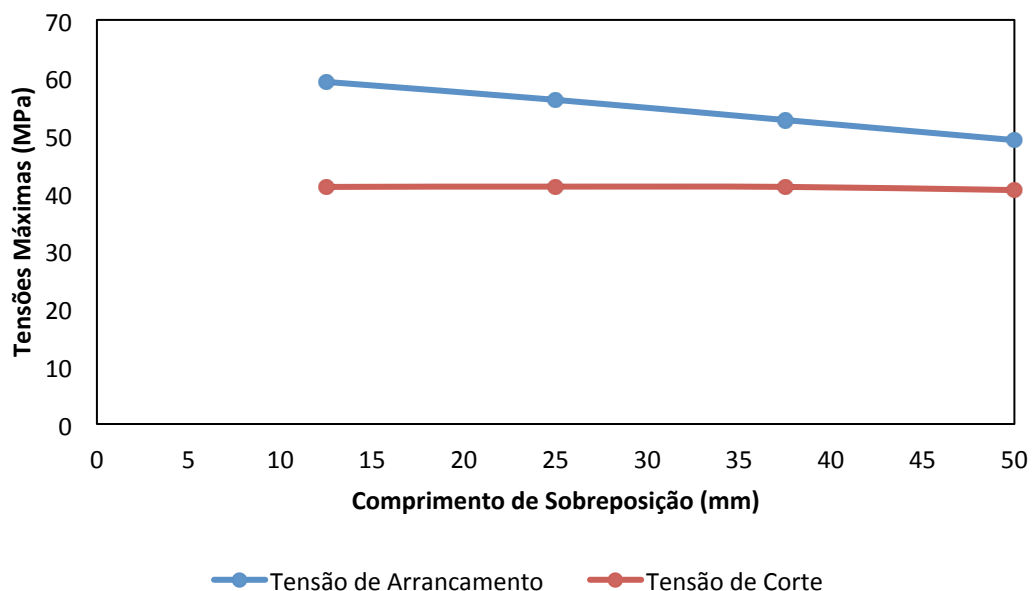


Figura 150 – Curva de tendência para os diferentes comprimentos de sobreposição.

A tensão de corte máxima mantém-se praticamente inalterada como se viu com o aumento do comprimento de sobreposição, enquanto a tensão de arrancamento máxima tende a diminuir com o aumento do comprimento de sobreposição.

### Comparação do Estudo Elástico com o Estudo Elasto-Plástico

Na comparação entre as duas análises, pode-se verificar que a análise elasto-plástica, apresenta resultados muito mais precisos do que a análise elástica, pois tem em conta a plasticidade do adesivo, ou seja, a partir do momento em que ele deforma plasticamente já não vai conseguir absorver mais tensões nem deformações, o que na análise elástica isso não é possível verificar.

A figura 151 compara a distribuição da tensão de Von Mises em função do comprimento de sobreposição para o estudo elástico e para o estudo elasto-plástico.

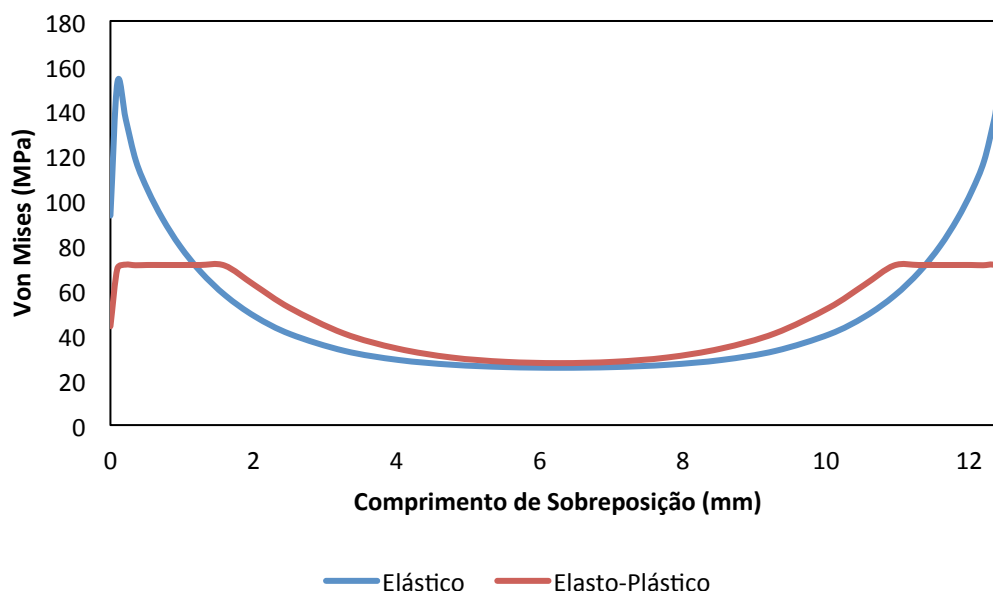


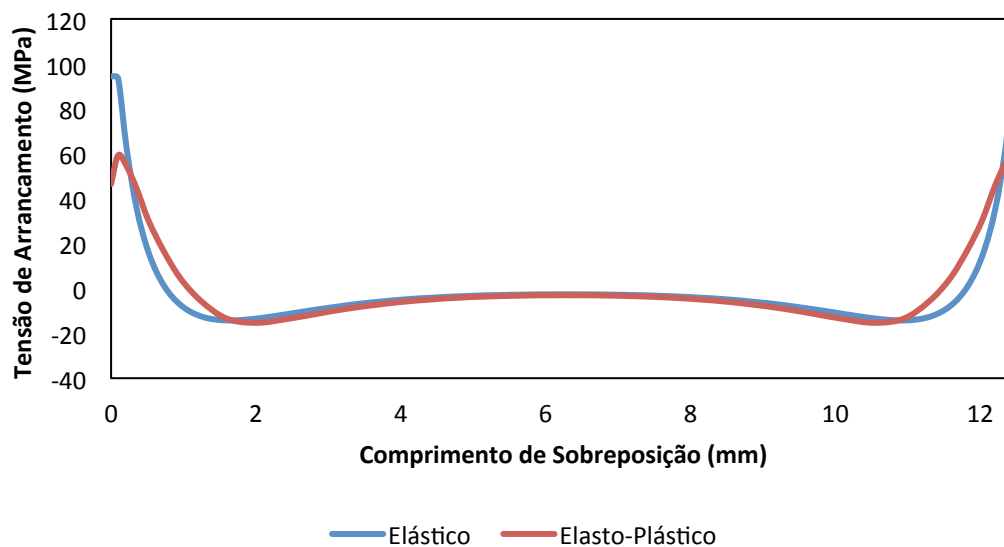
Figura 151 – Comparação das tensões de Von Mises entre a análise elástica e a análise elasto-plástica.

Na tabela 59 estão representados os valores máximos da tensão de Von Mises nos pontos A e B para o caso elástico e para o caso elasto-plástico.

Tabela 59 - Comparação dos valores máximos de tensão de Von Mises (MPa), entre a análise elástica e a análise elasto-plástica.

	Ponto A	Ponto B
Elástico	152.568	152.569
Elasto-Plástico	71.469	71.469

A figura 152 compara a distribuição da tensão de arrancamento em função do comprimento de sobreposição para o estudo elástico e para o estudo elasto-plástico.



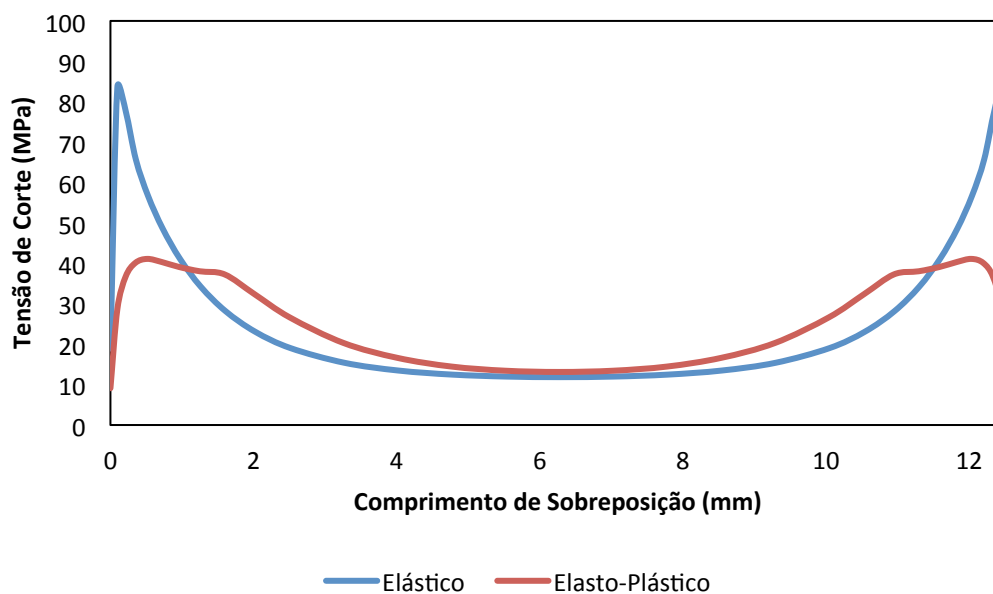
**Figura 152 - Comparação das tensões de arrancamento entre a análise elástica e a análise elasto-plástica.**

Na tabela 59 estão representados os valores máximos da tensão de arrancamento nos pontos A e B para o caso elástico e para o caso elasto-plástico.

**Tabela 60 - Comparação dos valores máximos de tensão de arrancamento (MPa), entre a análise elástica e a análise elasto-plástica.**

	Ponto A	Ponto B
Elástico	94.442	94.442
Elásto-Plástico	59.268	59.268

A figura 153 compara a distribuição da tensão de corte em função do comprimento de sobreposição para o estudo elástico e para o estudo elasto-plástico.



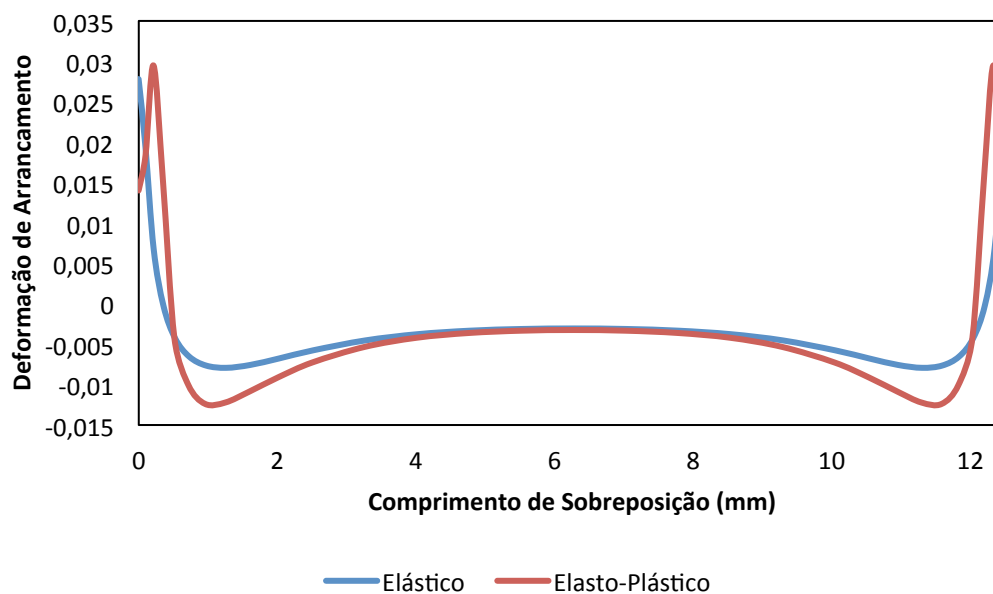
**Figura 153 - Comparação das tensões de corte entre a análise elástica e a análise elasto-plástica.**

Na tabela 61 estão representados os valores máximos da tensão de corte nos pontos A e B para o caso elástico e para o caso elasto-plástico.

**Tabela 61 - Comparação dos valores máximos de tensão de corte (MPa), entre a análise elástica e a análise elasto-plástica.**

	<b>Ponto A</b>	<b>Ponto B</b>
Elástico	83.594	83.594
Elásto-Plástico	41.110	41.110

A figura 154 compara a distribuição da deformação de arrancamento em função do comprimento de sobreposição para o estudo elástico e para o estudo elasto-plástico.



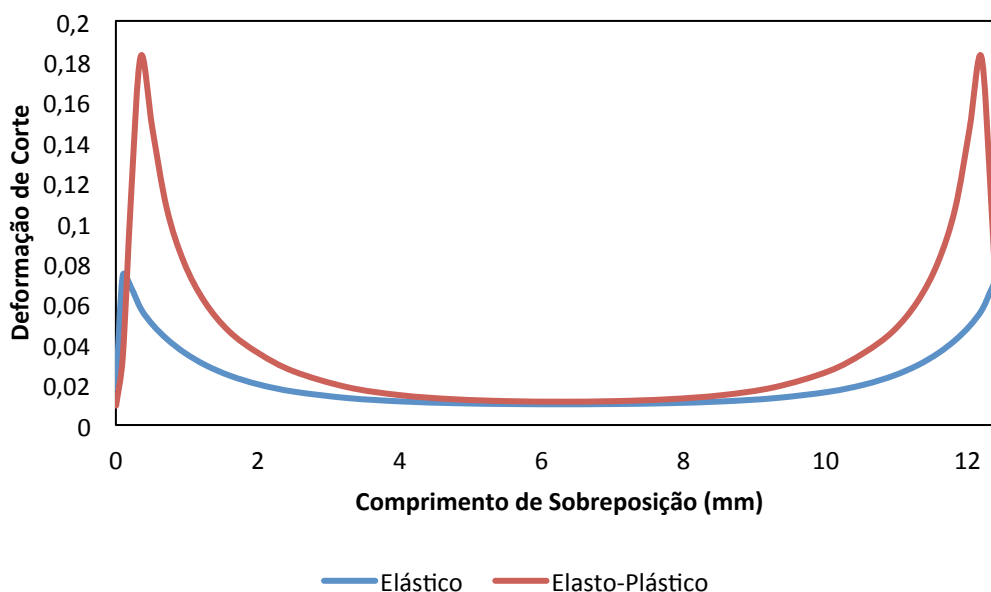
**Figura 154 - Comparação das deformações de arrancamento entre a análise elástica e a análise elasto-plástica.**

Na tabela 62 estão representados os valores máximos da deformação de arrancamento nos pontos A e B para o caso elástico e para o caso elasto-plástico.

**Tabela 62 - Comparação dos valores máximos de deformação de arrancamento, entre a análise elástica e a análise elasto-plástica.**

	<b>Ponto A</b>	<b>Ponto B</b>
Elástico	0.028	0.028
Elásto-Plástico	0.029	0.029

A figura 155 compara a distribuição da deformação de corte em função do comprimento de sobreposição para o estudo elástico e para o estudo elasto-plástico.



**Figura 155 - Comparação das deformações de corte entre a análise elástica e a análise elasto-plástica.**

Na tabela 63 estão representados os valores máximos da deformação de corte nos pontos A e B para o caso elástico e para o caso elasto-plástico.

**Tabela 63 - Comparação dos valores máximos de deformação de corte, entre a análise elástica e a análise elasto-plástica.**

	Ponto A	Ponto B
Elástico	0.074	0.074
Elásto-Plástico	0.182	0.182

Para os gráficos apresentados anteriormente:

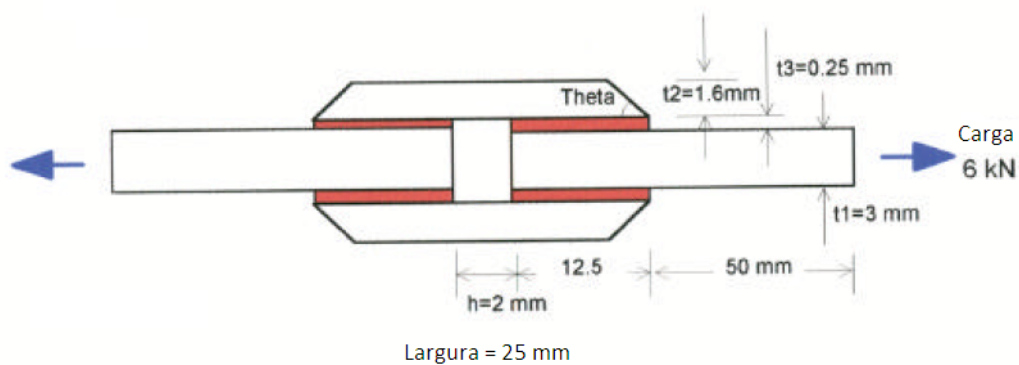
- Ao analisar o gráfico constata-se que o comportamento elasto-plástico é bastante mais preciso. Tendo em conta a cedência do material (71.3 MPa) pode-se verificar que ao se atingir esta tensão o adesivo plastifica. Logo as tensões que a análise elástica apresenta não são as mais correctas. No centro do adesivo os valores são semelhantes para ambos os comportamentos. A diferença do valor da tensão máxima na extremidade do adesivo é na ordem dos 53%.
- A tensão de arrancamento do comportamento elástico é superior ao do comportamento elasto-plástico nas extremidades do adesivo. No centro do adesivo as tensões têm o mesmo valor. A diferença de valores é aproximadamente de 37%.
- A distribuição da tensão de corte segue a distribuição de tensão de Von Mises mas para magnitudes menores. Verifica-se que os valores dados pela análise elástica são superior nas extremidades do adesivo quando comparados com a análise elasto-plástica. A diferença de valores é na ordem dos 51%.
- A deformação de arrancamento tractiva máxima para as duas análises são semelhantes, a diferença está na localização da deformação tractiva máxima. A tensão arrancamento tractiva máxima encontra-se mais afastada da extremidade do adesivo para o comportamento elasto-plástica quando comparada com o comportamento elástico. A tensão de arrancamento compressiva é superior para o comportamento elasto-plástico. A tensão de arrancamento presente no centro da junta é idêntica para ambos os comportamentos.

- A deformação de corte máxima (nas extremidades do adesivo) na análise elasto-plástica é bastante superior à deformação de corte da análise elástica. Esta diferença é na ordem dos 60%. A tensão no centro do adesivo é idêntica para ambas as análises. A localização dos valores máximos é um pouco distinta, sendo o valor máximo da análise elasto-plástica mais afastada da extremidade do adesivo, quando comparada com o valor máximo da análise elástica.

### **Junta dupla**

#### **Validação**

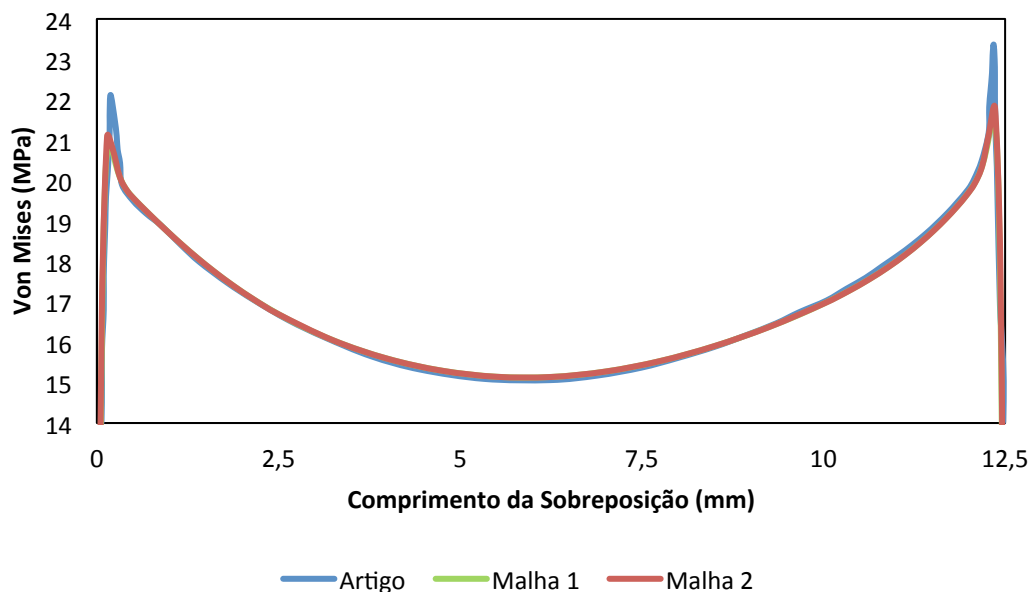
A validação foi efectuada com base no artigo de Broughton et al. [83]. A figura 156 mostra as dimensões do modelo da junta dupla. De referir que todas as análises variando determinados parâmetros efectuadas à posterior para a junta dupla foram realizadas com base nesta validação.



**Figura 156 – Dimensões da junta dupla [83].**

A diferença de valores entre os gráficos obtidos, uma percentagem é provocada pela inserção das propriedades do material no ABAQUS. Tenho em conta a não existência das propriedades do material, teve-se que se descobrir determinados pontos com o uso de um programa que nos dá determinados valores do gráfico, portanto é provável a existência de pequenos erros.

A figura 157 compara a distribuição da tensão de Von Mises em função do comprimento de sobreposição relativamente à validação do método de elementos finitos.



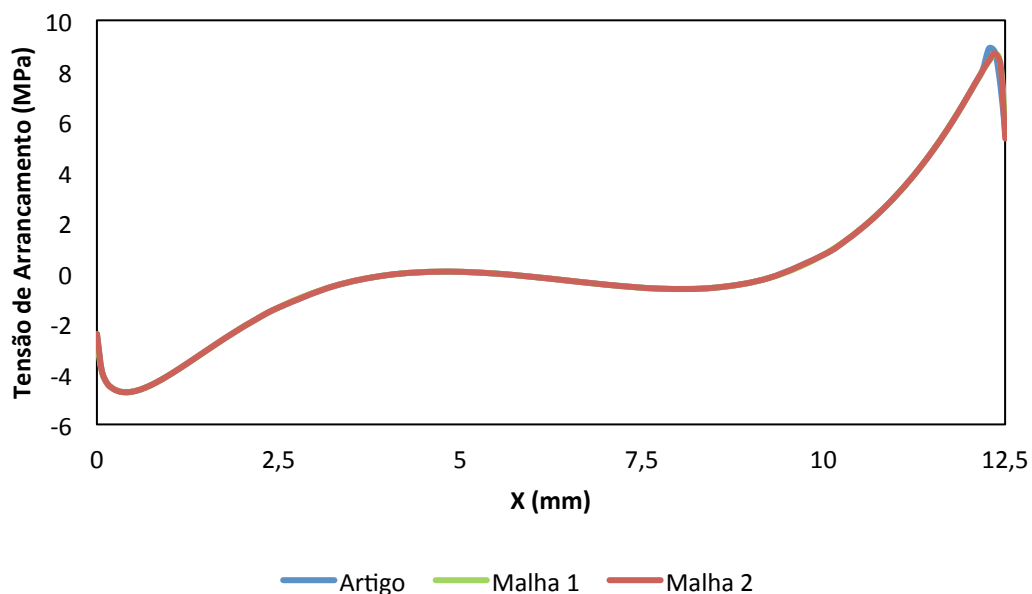
**Figura 157 – Comparação dos valores da tensão de Von Mises das duas malhas usadas com o artigo.**

Na tabela 64 estão representados os valores máximos da tensão de Von Mises nos pontos A e B na validação da junta dupla usando duas malhas diferentes.

**Tabela 64 – Comparação dos valores da tensão de Von Mises para as diferentes malhas usadas na validação.**

	Ponto A	Ponto B
Artigo	22.12	23.37
Malha 1	20.90	21.49
Malha 2	21.09	21.78

A figura 158 compara a distribuição da tensão de arrancamento em função do comprimento de sobreposição relativamente à validação do método de elementos finitos.



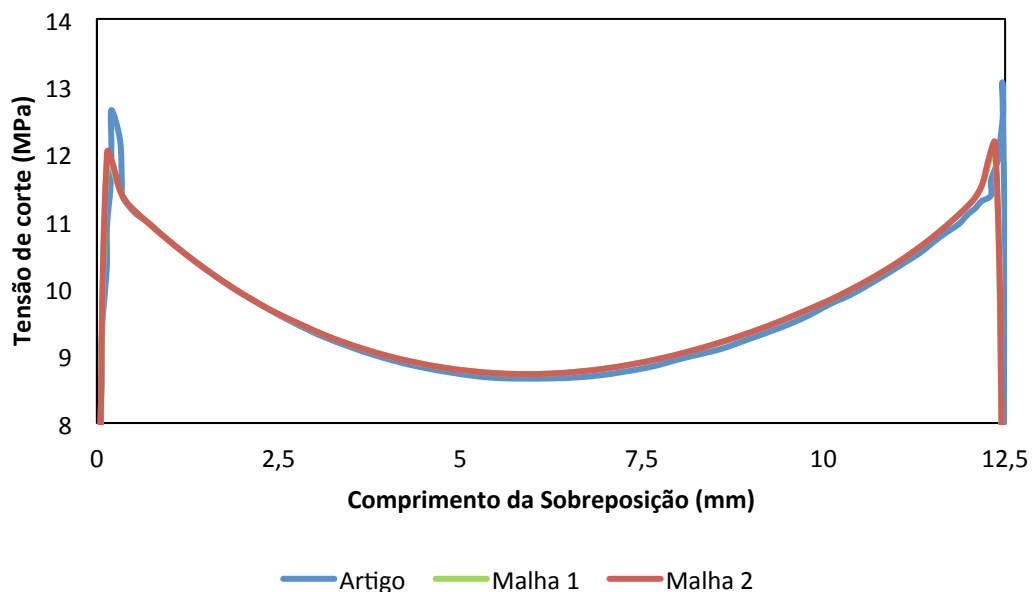
**Figura 158 - Comparação dos valores da tensão de arrancamento das duas malhas usadas com o artigo.**

Na tabela 65 estão representados os valores máximos da tensão de arrancamento nos pontos A e B na validação da junta dupla usando duas malhas diferentes.

**Tabela 65 - Comparação dos valores da tensão de arrancamento para as diferentes malhas usadas na validação.**

	<b>Ponto A</b>	<b>Ponto B</b>
Artigo	-3.96	9.04
Malha 1	-4.72	8.67
Malha 2	-4.73	8.70

A figura 159 compara a distribuição da tensão de corte em função do comprimento de sobreposição relativamente à validação do método de elementos finitos.



**Figura 159 - Comparação dos valores da tensão de corte das duas malhas usadas com o artigo.**

Na tabela 66 estão representados os valores máximos da tensão de corte nos pontos A e B na validação da junta dupla usando duas malhas diferentes.

**Tabela 66 - Comparação dos valores da tensão de corte para as diferentes malhas usadas na validação.**

	<b>Ponto A</b>	<b>Ponto B</b>
Artigo	12.65	13.01
Malha 1	11.92	12.04
Malha 2	12.02	12.06

- Ao verificar-se os três gráficos percebe-se que os resultados obtidos foram idênticos, sendo a diferença nas tensões máximas devido às aproximações usadas no cálculo dos valores das propriedades do adesivo e do CR1 Mild Steel.

## Estudo com Compósito

Em baixo é mostrado os resultados obtidos usando aderentes de compósito.

A figura 160 mostra a distribuição da tensão de Von Mises em função do comprimento de sobreposição relativamente ao estudo usando aderentes de material compósito.

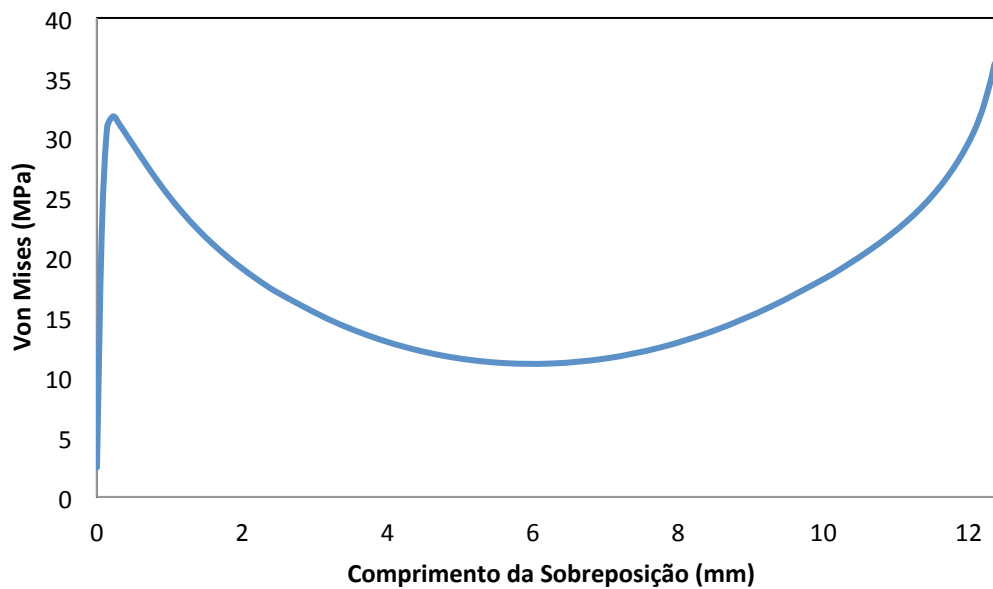


Figura 160 – Valores da tensão de Von Mises para a junta dupla de GRP.

Na tabela 67 estão representados os valores máximos da tensão de Von Mises nos pontos A e B para o estudo da junta dupla usando aderentes de material compósito.

Tabela 67 - Comparação dos valores máximos de tensão de Von Mises (MPa).

Ponto A	Ponto B
31.785	36.168

A figura 161 mostra a distribuição da tensão de arrancamento em função do comprimento de sobreposição relativamente ao estudo usando aderentes de material compósito.

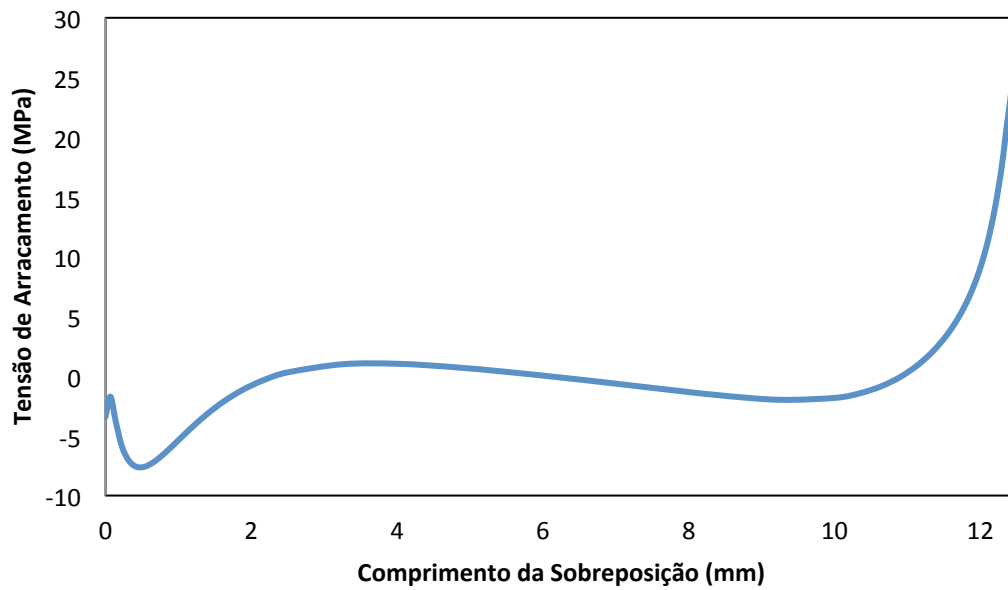


Figura 161 - Valores da tensão de arrancamento para a junta dupla de GRP.

Na tabela 68 estão representados os valores máximos da tensão de arrancamento nos pontos A e B para o estudo da junta dupla usando aderentes de material compósito.

Tabela 68 - Comparação dos valores máximos de tensão de arrancamento (MPa).

Ponto A	Ponto B
-7.592	24.074

A figura 162 mostra a distribuição da tensão de corte em função do comprimento de sobreposição relativamente ao estudo usando aderentes de material compósito.

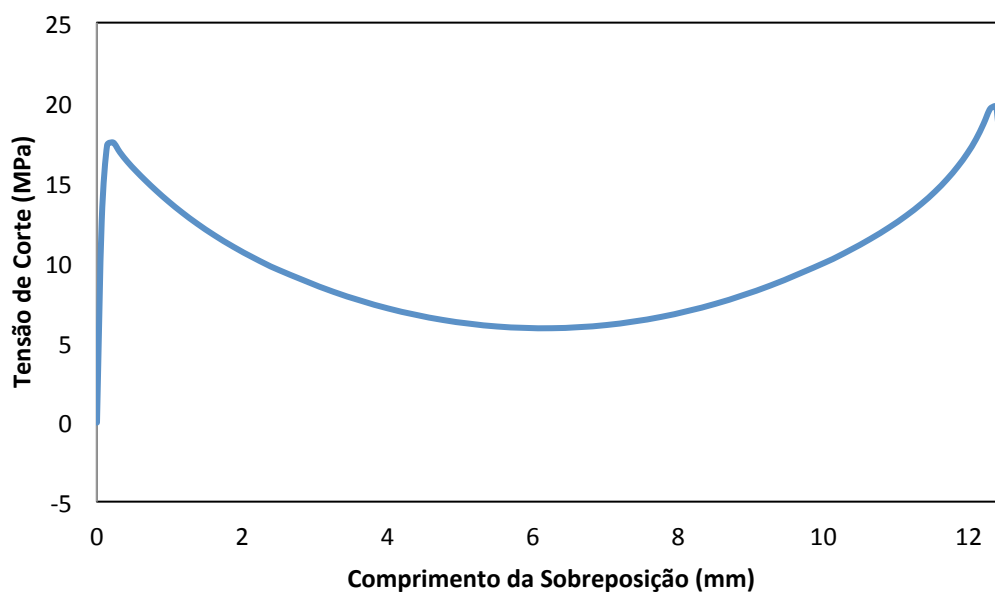


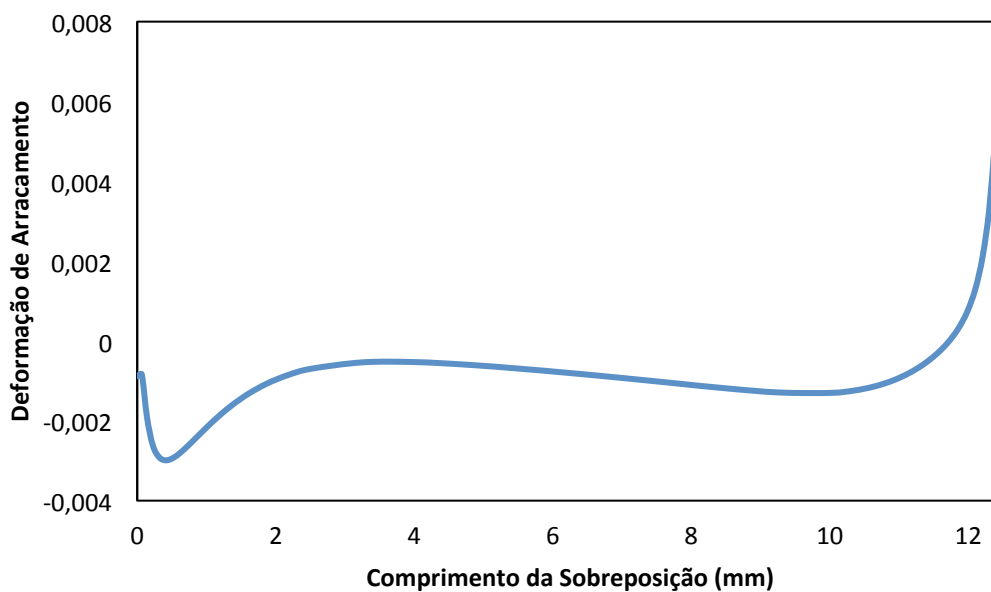
Figura 162 - Valores da tensão de corte para a junta dupla de GRP.

Na tabela 69 estão representados os valores máximos da tensão de corte nos pontos A e B para o estudo da junta dupla usando aderentes de material compósito.

**Tabela 69 - Comparação dos valores máximos de tensão de corte (MPa).**

Ponto A	Ponto B
17.494	19.702

A figura 163 mostra a distribuição da deformação de arrancamento em função do comprimento de sobreposição relativamente ao estudo usando aderentes de material compósito.



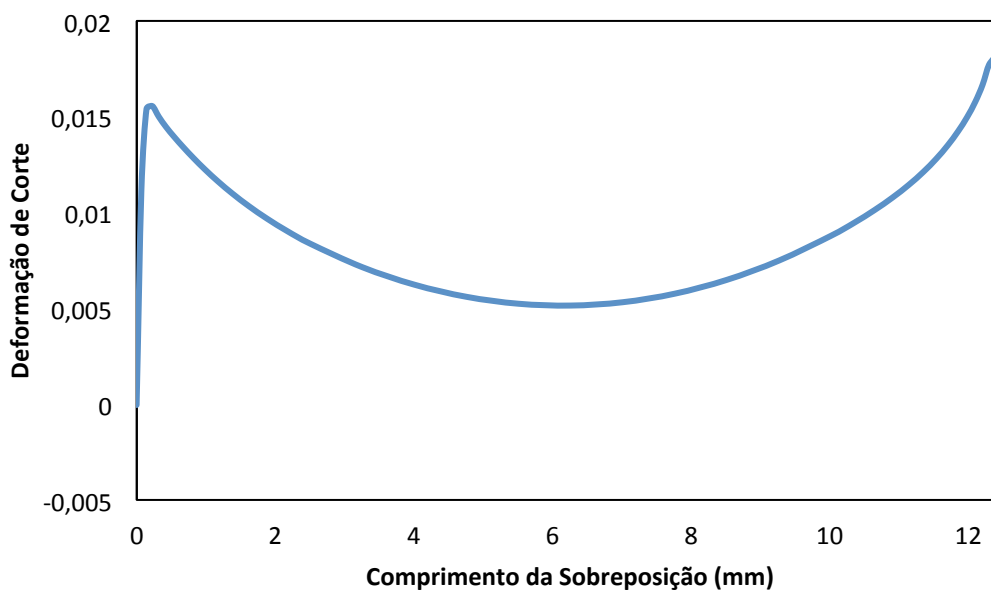
**Figura 163 - Valores da deformação de arrancamento para a junta dupla de GRP.**

Na tabela 70 estão representados os valores máximos da deformação de arrancamento nos pontos A e B para o estudo da junta dupla usando aderentes de material compósito.

**Tabela 70 - Comparação dos valores máximos de deformação de arrancamento.**

Ponto A	Ponto B
-0.003	0.007

A figura 164 mostra a distribuição da deformação de corte em função do comprimento de sobreposição relativamente ao estudo usando aderentes de material compósito.



**Figura 164 - Valores da deformação de corte para a junta dupla de GRP.**

Na tabela 71 estão representados os valores máximos da deformação de corte nos pontos A e B para o estudo da junta dupla usando aderentes de material compósito.

**Tabela 71 - Comparação dos valores máximos de deformação de corte.**

Ponto A	Ponto B
0.016	0.018

Relativamente aos gráficos mostrados anteriormente:

- A tensão máxima de Von Mises encontra-se perto das extremidades do adesivo. A tensão de Von Mises no ponto B é ligeiramente superior à tensão de Von Mises no ponto A.
- A tensão de arrancamento tractiva máxima encontra-se no ponto B, enquanto a tensão de arrancamento compressiva máxima tem a sua localização no ponto A.
- A tensão máxima de corte encontra-se perto das extremidades do adesivo. A tensão de corte no ponto B é ligeiramente superior à tensão de corte no ponto A.
- A distribuição da deformação de arrancamento segue a distribuição da tensão de arrancamento, na qual possui uma tensão de compressão no ponto A, e uma de tracção no ponto B.
- A distribuição da deformação de corte segue a distribuição da tensão de corte. A deformação máxima acontece nas extremidades do adesivo, sendo a do ponto B ligeiramente superior à do ponto A.

## Tensões em Cinco Posições Diferentes

Realizou-se um estudo com o objectivo de comparar as distribuições de tensões em cinco localizações diferentes na zona da sobreposição da junta simples de acordo com a figura 165. As cinco localizações são as seguintes:

- P1 – Aderente Superior
- P2 – Interface Aderente Superior/adesivo
- P3 – A meio do adesivo
- P4 – Interface Aderente Inferior/adesivo
- P5 – Aderente Inferior.

De realçar que as tensões retiradas nos aderentes, foram retiradas perto do adesivo, visto como já foi referido é onde existe uma maior probabilidade para existir falha no laminado.

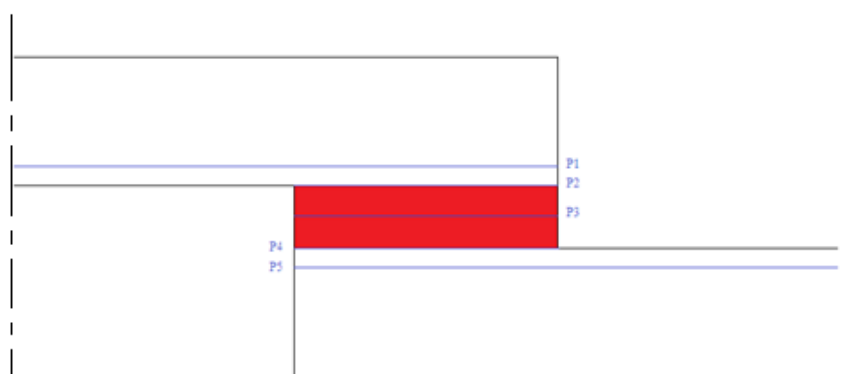


Figura 165 – Cinco localizações diferentes das tensões para a junta dupla.

A figura 166 mostra a distribuição da tensão de arrancamento em função do comprimento de sobreposição em cinco localizações diferentes.

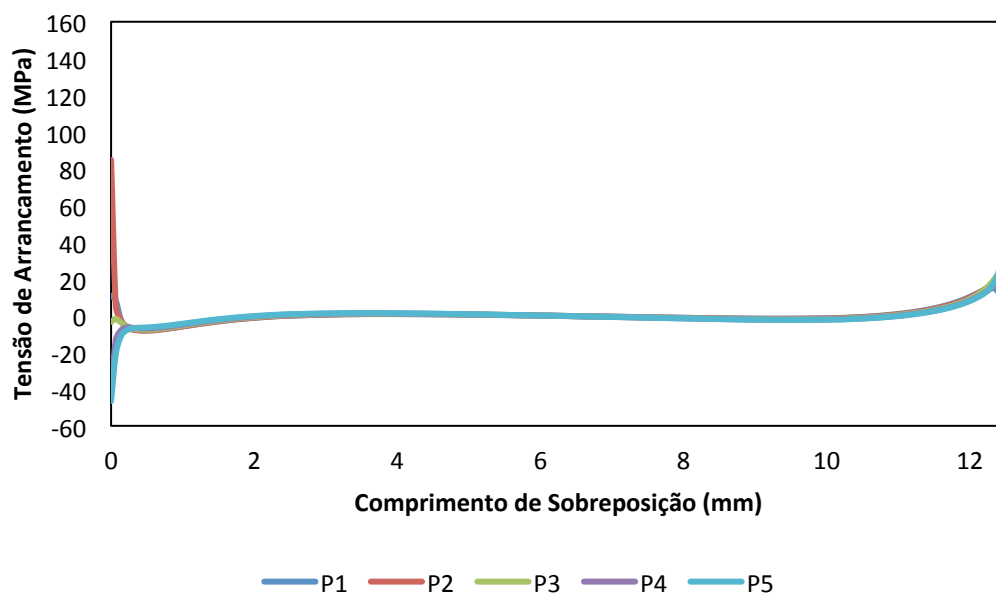


Figura 166 – Distribuição da tensão de arrancamento em cinco localizações diferentes usando a junta dupla.

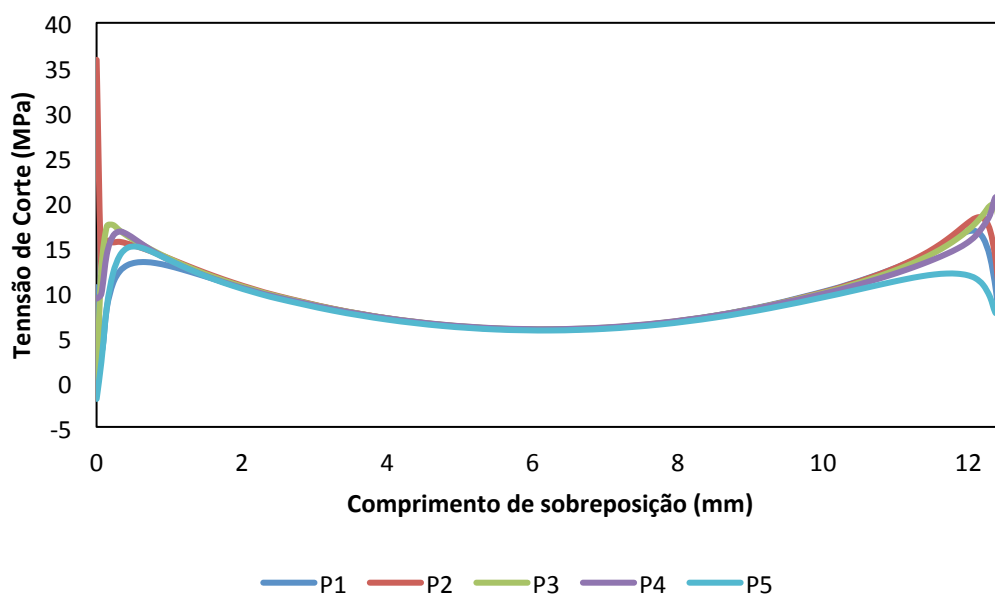
Na tabela 72 estão representados os valores máximos da tensão de arrancamento nos pontos A e B para cinco diferentes localizações na junta dupla.

**Tabela 72 - Valores obtidos da tensão de arrancamento em cinco localizações diferentes usando a junta dupla.**

Localização	Ponto A	Ponto B
P1	10.99	15.09
P2	84.60	16.25
P3	-7.59	24.07
P4	-41.01	132.98
P5	-46.52	31.39

Analisando o gráfico da figura 166 verifica-se que existem dois picos de tensões de arrancamento nas extremidades do comprimento de sobreposição. Comparando todas as distribuições de tensões das cinco localizações diferentes, constata-se que magnitude máxima destes picos está presente nas interfaces aderente exterior/adesivo e adesivo/aderente interior, tendo neste caso concreto o maior valor na interface adesivo/aderente interior. Pode-se então prever que a falha tem uma maior probabilidade de ocorrer junto destas interfaces ou perto destas.

A figura 167 mostra a distribuição da tensão de corte em função do comprimento de sobreposição em cinco localizações diferentes.



**Figura 167 - Distribuição da tensão de corte em cinco localizações diferentes usando a junta dupla.**

Na tabela 73 estão representados os valores máximos da tensão de corte nos pontos A e B para cinco diferentes localizações na junta dupla.

**Tabela 73 - Valores obtidos da tensão de corte em cinco localizações diferentes usando a junta dupla.**

Localização	Ponto A	Ponto B
P1	13.36	16.80
P2	35.86	18.26
P3	17.49	19.70
P4	16.75	35.69
P5	15.08	17.42

Analisando o gráfico da figura 167 verifica-se que existem dois picos de tensões de corte nas extremidades do comprimento de sobreposição. Comparando todas as distribuições de tensões de corte, constata-se que magnitude máxima destes picos está presente nas interfaces aderente exterior/adetivo e adesivo/aderente interior. Pode-se então reforçar a ideia que a falha tem uma maior probabilidade de ocorrer junto destas interfaces ou próximo destas.

### Alteração da Força

Nesta análise foram estudadas várias forças de tracção aplicadas na junta dupla de 4 kN a 16 kN. Todos os gráficos apresentados a seguir relativamente às tensões e deformações na junta são apresentadas em função do comprimento de sobreposição.

A figura 168 mostra a distribuição da tensão de Von Mises em função do comprimento de sobreposição para as diferentes forças aplicadas.

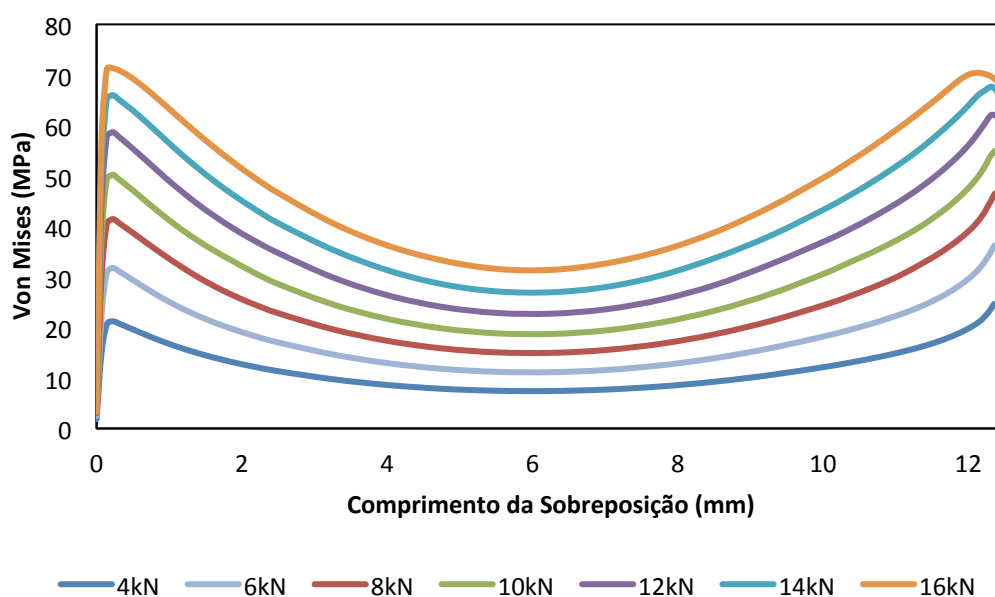


Figura 168 – Comparação dos valores da tensão de Von Mises, para os diferentes carregamentos aplicados.

Na tabela 74 estão representados os valores máximos da tensão de Von Mises nos pontos A e B para as várias forças aplicadas.

Tabela 74 - Comparação dos valores máximos de tensão de Von Mises (MPa), para os diferentes carregamentos aplicados.

Força (kN)	Ponto A	Ponto B
4	21.218	24.662
6	31.785	36.168
8	41.458	46.331
10	50.224	54.801
12	58.658	62.075
14	65.978	67.636
16	71.317	70.424

A figura 169 mostra a distribuição da tensão de arrancamento em função do comprimento de sobreposição para as diferentes forças aplicadas.

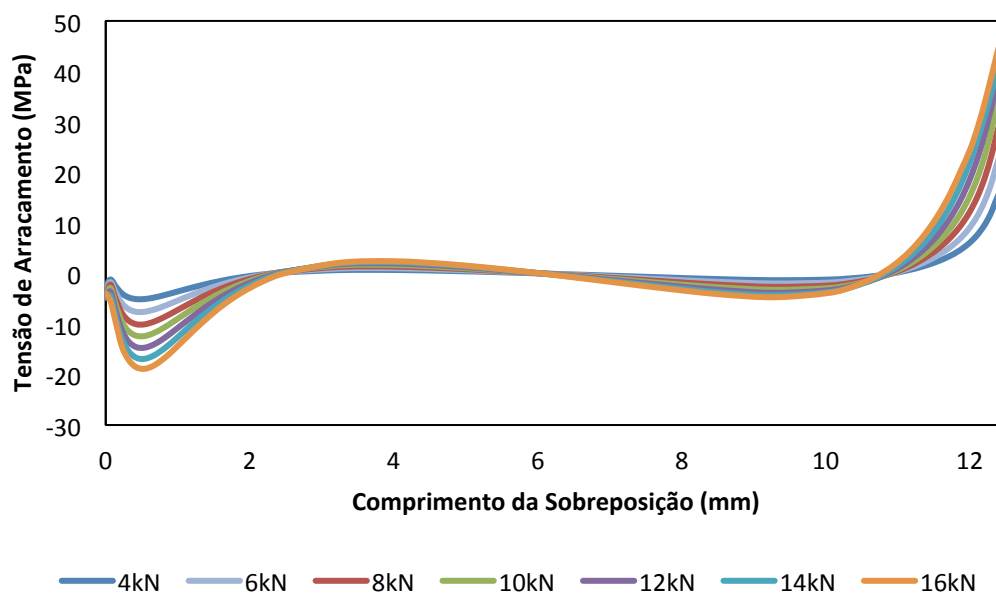


Figura 169 - Comparação dos valores da tensão de arrancamento, para os diferentes carregamentos aplicados.

Na tabela 75 estão representados os valores máximos da tensão de arrancamento nos pontos A e B para as várias forças aplicadas.

Tabela 75 - Comparação dos valores máximos de tensão de arrancamento (MPa), para os diferentes carregamentos aplicados.

Força (kN)	Ponto A	Ponto B
4	-5.074	16.472
6	-7.592	24.074
8	-10.068	30.612
10	-12.389	35.407
12	-14.687	39.438
14	-16.894	43.068
16	-18.867	45.422

A figura 170 mostra a distribuição da tensão de corte em função do comprimento de sobreposição para as diferentes forças aplicadas.

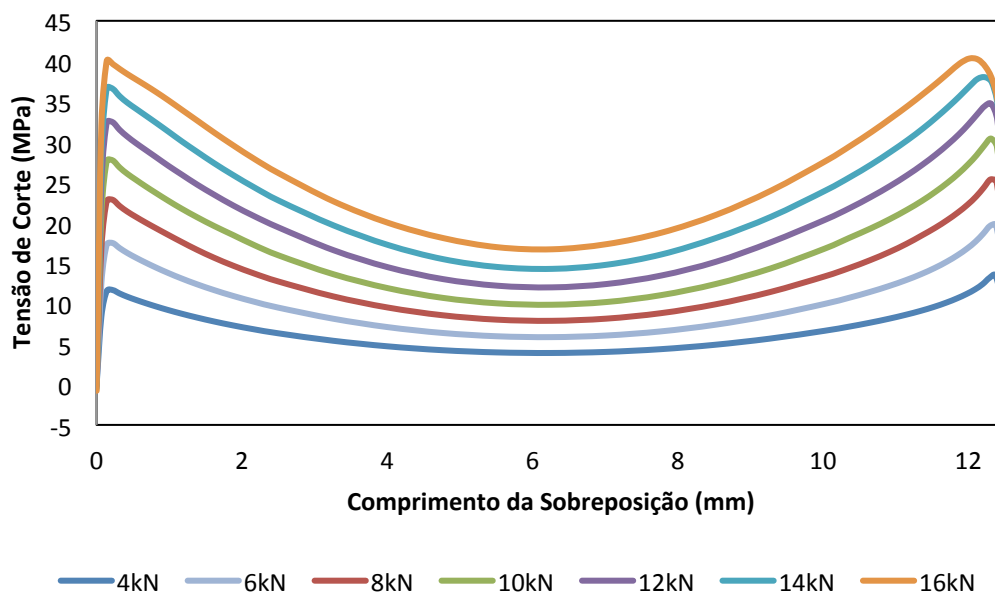


Figura 170 - Comparação dos valores da tensão de corte, para os diferentes carregamentos aplicados.

Na tabela 76 estão representados os valores máximos da tensão de corte nos pontos A e B para as várias forças aplicadas.

Tabela 76 - Comparação dos valores máximos de tensão de corte (MPa), para os diferentes carregamentos aplicados.

Força (kN)	Ponto A	Ponto B
4	11.679	13.487
6	17.494	19.702
8	22.840	25.374
10	27.717	30.433
12	32.458	34.700
14	36.687	38.015
16	40.075	40.337

A figura 171 mostra a distribuição da deformação de arrancamento em função do comprimento de sobreposição para as diferentes forças aplicadas.

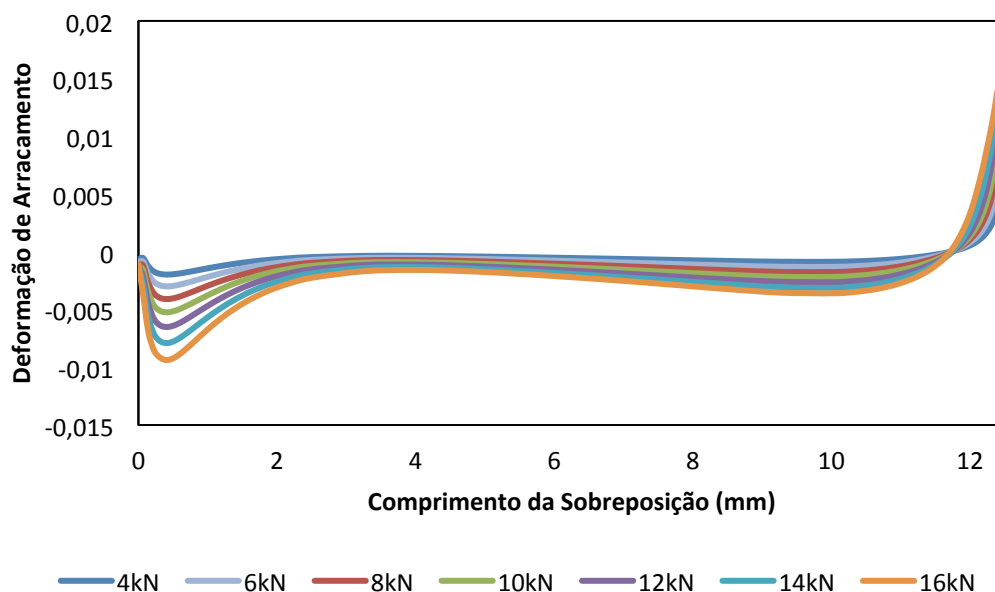


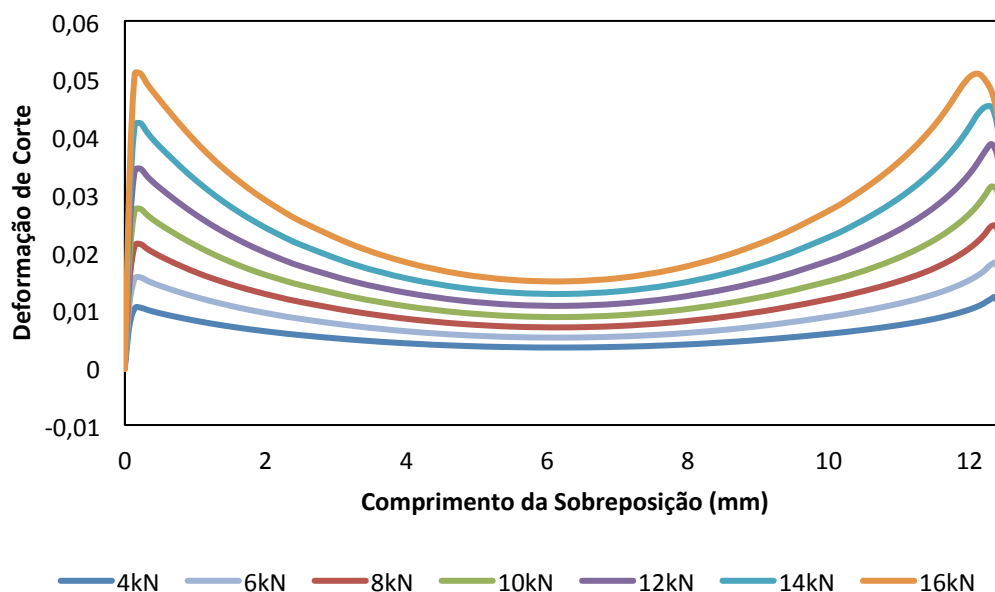
Figura 171 - Comparação dos valores da deformação de arrancamento, para os diferentes carregamentos aplicados.

Na tabela 77 estão representados os valores máximos da deformação de arrancamento nos pontos A e B para as várias forças aplicadas.

Tabela 77 - Comparação dos valores máximos de deformação de arrancamento, para os diferentes carregamentos aplicados.

Força (kN)	Ponto A	Ponto B
4	-0.002	0.004
6	-0.003	0.007
8	-0.004	0.009
10	-0.005	0.010
12	-0.007	0.012
14	-0.008	0.013
16	-0.009	0.014

A figura 172 mostra a distribuição da deformação de corte em função do comprimento de sobreposição para as diferentes forças aplicadas.



**Figura 172 - Comparação dos valores da deformação de corte, para os diferentes carregamentos aplicados.**

Na tabela 78 estão representados os valores máximos da deformação de corte nos pontos A e B para as várias forças aplicadas.

**Tabela 78 - Comparação dos valores máximos de deformação de corte, para os diferentes carregamentos aplicados.**

Força (kN)	Ponto A	Ponto B
4	0.010	0.012
6	0.016	0.018
8	0.021	0.024
10	0.027	0.031
12	0.034	0.039
14	0.042	0.045
16	0.051	0.051

Verifica-se que para os gráficos mostrados acima:

- À medida que o carregamento aumenta, a tensão de Von Mises aumenta tanto nas extremidades como no centro do adesivo. Para um aumento quatro vezes superior tem-se um aumento da tensão de Von Mises na ordem dos 71%. De realçar que a tensão de Von Mises é mais uniforme para valores de carga menores.
- Tanto a tensão de arrancamento tractiva como a compressiva aumentam com o aumento do carregamento. A tensão de compressão encontra-se localizada no ponto A e a de tracção no ponto B. A tensão de tracção é 2.4 vezes superior à de compressão. No centro do adesivo ambos os carregamentos apresentam tensões de arrancamento idênticas, sendo que à medida que o carregamento diminui a tensão nesta zona tem tendência a ficar uniforme.
- A distribuição de corte segue a distribuição de tensão de Von Mises, mas para valores de magnitude inferiores. A tensão de corte aumenta com o aumento do carregamento tanto nas extremidades do adesivo como centro, e é mais uniforme para valores de carregamento menores.
- Tanto a deformação de arrancamento tractiva como a compressiva aumentam com o aumentar do carregamento. Com o aumentar do carregamento (16 kN) a deformação de

compressão está presente numa área maior, pois até ao comprimento de aproximadamente 11.5 mm a deformação que existe é de compressão. A deformação de compressão encontra-se localizada no ponto A e a de tracção no ponto B. A deformação de tracção é 1.6 vezes superior à de compressão.

- A junta dupla apresenta maiores deformações de corte para maiores carregamentos. A distribuição de deformação de corte segue a distribuição da tensão de corte. Os valores máximos de deformação de corte estão localizados nas extremidades do adesivo.

### Variação da Espessura do Aderente

Nesta análise foram estudadas sete diferentes espessuras do aderente (0.8 mm a 3.2 mm). De seguida são mostrados os gráficos relativos às distribuições das tensões de Von Mises, arrancamento e corte e às deformações de arrancamento e de corte.

A figura 173 mostra a distribuição da tensão de Von Mises em função do comprimento de sobreposição para as várias espessuras do aderente exterior.

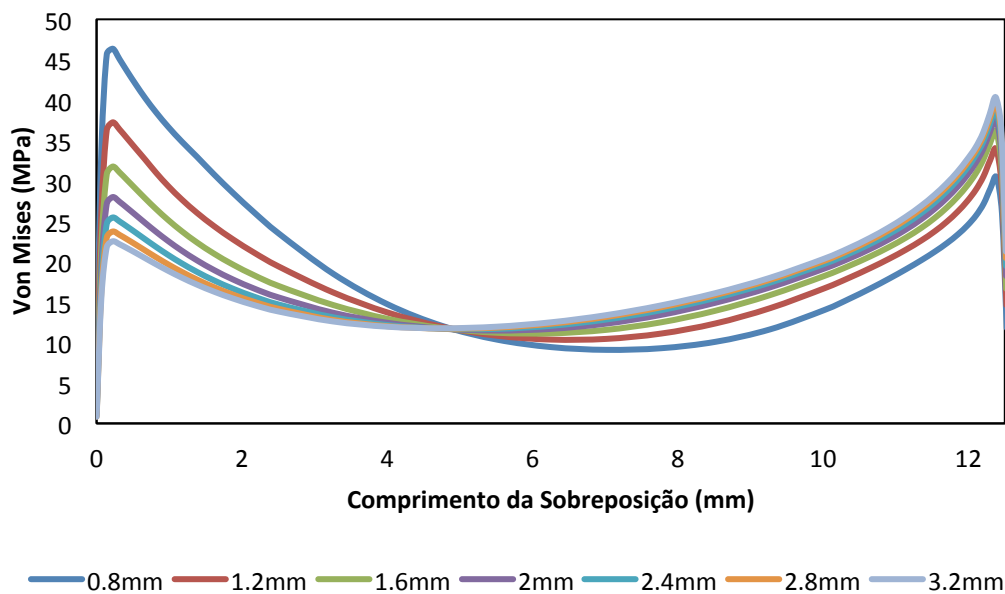


Figura 173 - Comparação dos valores da tensão de Von Mises, para as diferentes espessuras do aderente.

Na tabela 79 estão representados os valores máximos da tensão de Von Mises nos pontos A e B para as várias espessuras dos aderentes.

Tabela 79 - Comparação dos valores máximos de tensão de Von Mises (MPa), para as diferentes espessuras dos aderentes.

Espessura (mm)	Ponto A	Ponto B
0.8	46.363	30.467
1.2	37.259	33.952
1.6	31.785	36.168
2	28.010	37.691
2.4	25.483	38.818
2.8	23.747	39.669
3.2	22.538	40.365

A figura 174 mostra a distribuição da tensão de arrancamento em função do comprimento de sobreposição para as várias espessuras do aderente exterior.

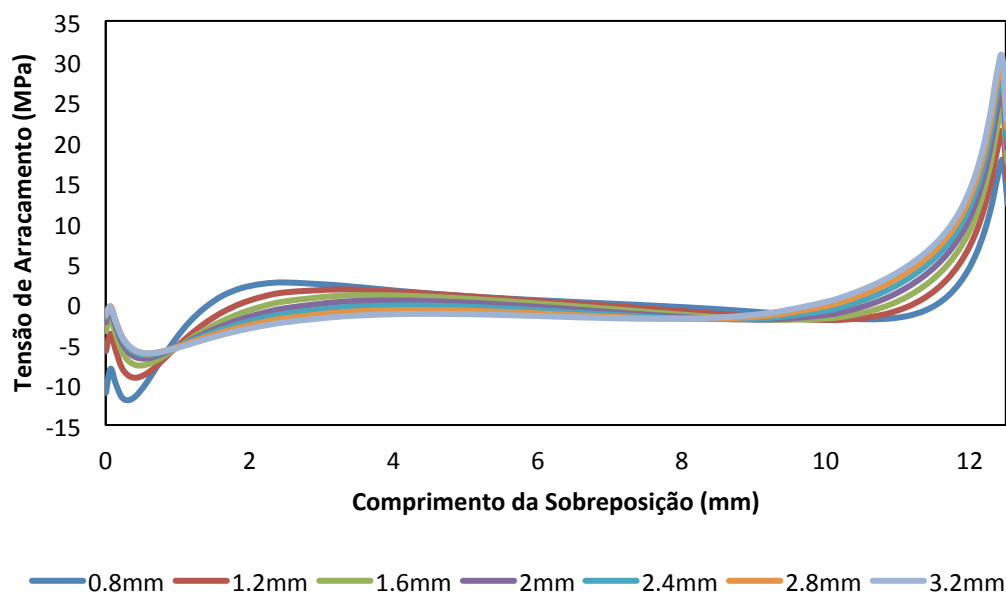


Figura 174 - Comparação dos valores da tensão de arrancamento, para as diferentes espessuras do aderente.

Na tabela 80 estão representados os valores máximos da tensão de arrancamento nos pontos A e B para as várias espessuras dos aderentes.

Tabela 80 - Comparação dos valores máximos de tensão de arrancamento (MPa), para as diferentes espessuras dos aderentes.

Espessura (mm)	Ponto A	Ponto B
0.8	-11.925	17.726
1.2	-9.148	21.299
1.6	-7.592	24.074
2	-6.785	26.262
2.4	-6.333	28.005
2.8	-6.131	29.418
3.2	-6.104	30.583

A figura 175 mostra a distribuição da tensão de corte em função do comprimento de sobreposição para as várias espessuras do aderente exterior.

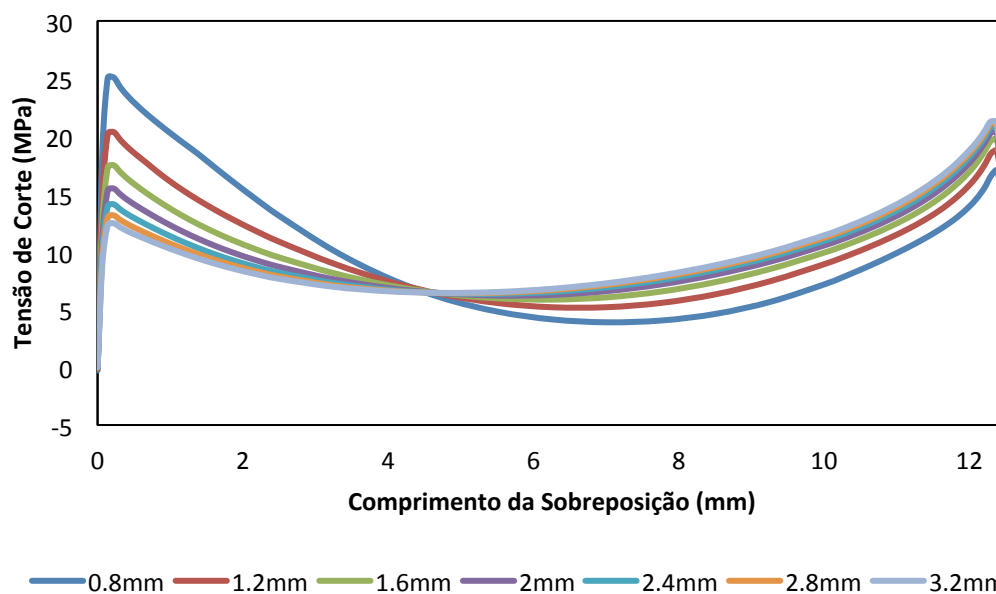


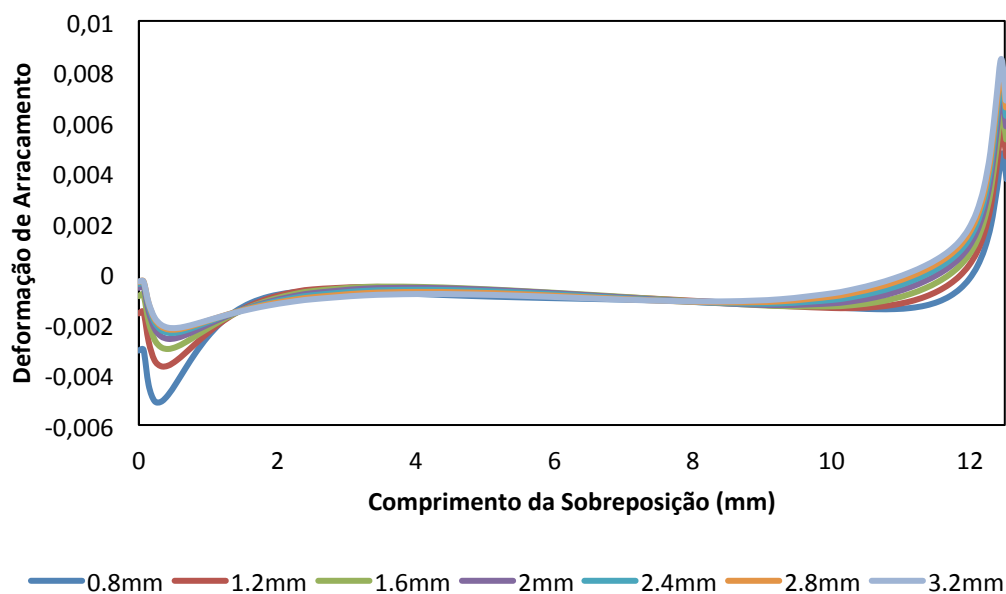
Figura 175 - Comparação dos valores da tensão de corte, para as diferentes espessuras do aderente.

Na tabela 81 estão representados os valores máximos da tensão de corte nos pontos A e B para as várias espessuras dos aderentes.

Tabela 81 - Comparação dos valores máximos de tensão de corte (MPa), para as diferentes espessuras dos aderentes.

Espessura (mm)	Ponto A	Ponto B
0.8	25.090	17.003
1.2	20.367	18.715
1.6	17.494	19.702
2	15.479	20.308
2.4	14.110	20.738
2.8	13.152	21.061
3.2	12.470	21.287

A figura 176 mostra a distribuição da deformação de arrancamento em função do comprimento de sobreposição para as várias espessuras do aderente exterior.



**Figura 176 - Comparação dos valores da deformação de arrancamento, para as diferentes espessuras do aderente.**

Na tabela 82 estão representados os valores máximos da deformação de arrancamento nos pontos A e B para as várias espessuras dos aderentes.

**Tabela 82 - Comparação dos valores máximos de deformação de arrancamento, para as diferentes espessuras dos aderentes.**

<b>Espessura (mm)</b>	<b>Ponto A</b>	<b>Ponto B</b>
0.8	-0.005	0.005
1.2	-0.004	0.006
1.6	-0.003	0.007
2	-0.003	0.007
2.4	-0.002	0.008
2.8	-0.002	0.008
3.2	-0.002	0.008

A figura 177 mostra a distribuição da deformação de corte em função do comprimento de sobreposição para as várias espessuras do aderente exterior.

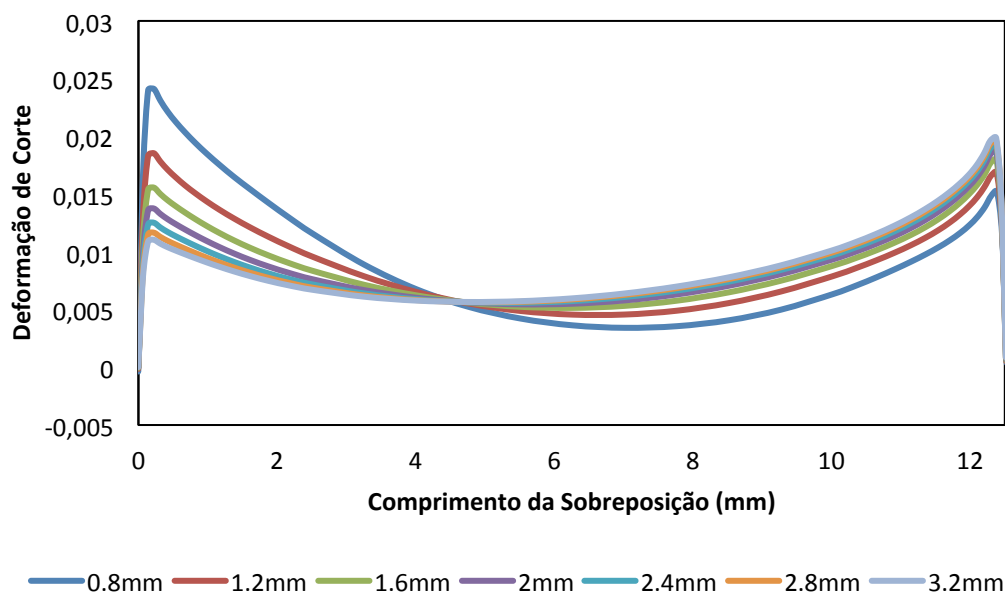


Figura 177 - Comparação dos valores da deformação de corte, para as diferentes espessuras do aderente.

Na tabela 83 estão representados os valores máximos da deformação de corte nos pontos A e B para as várias espessuras dos aderentes.

Tabela 83 - Comparação dos valores máximos de deformação de corte, para as diferentes espessuras dos aderentes.

Espessura (mm)	Ponto A	Ponto B
0.8	0.024	0.015
1.2	0.019	0.017
1.6	0.016	0.018
2	0.014	0.019
2.4	0.013	0.019
2.8	0.012	0.020
3.2	0.011	0.020

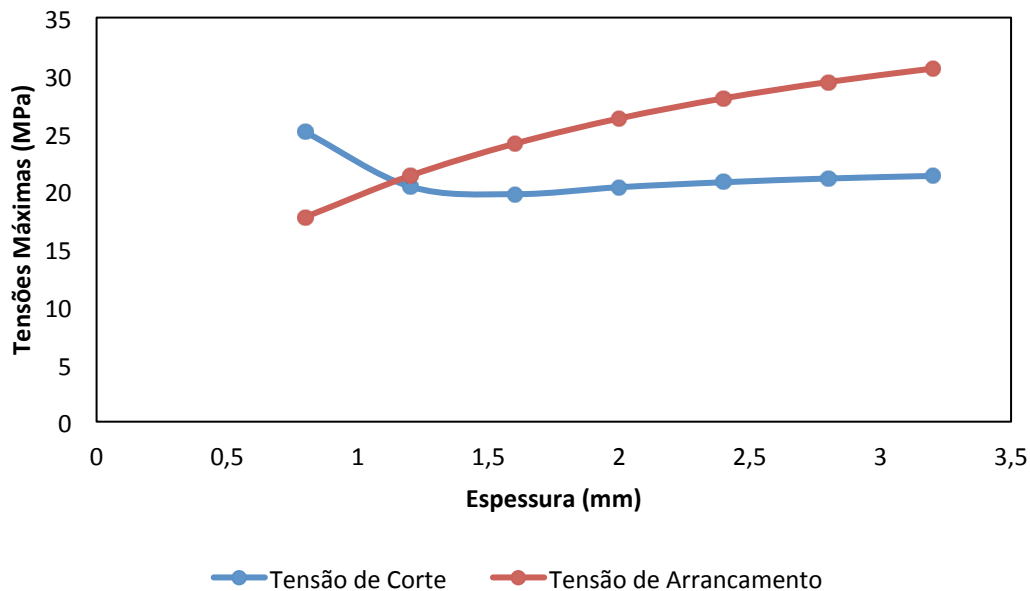
Para os gráficos acima tem-se:

- À medida que se aumenta a espessura do aderente, a tensão de Von Mises no ponto A diminui, enquanto a tensão de Von Mises no ponto B aumenta. A diminuição no ponto A é mais significativa do que o aumento no ponto B. A distribuição mais uniforme é encontrada usando a espessura de 1.2 mm.
- Para a menor espessura tem-se a maior tensão de compressão no ponto A, e a menor tensão de tracção no ponto B. À medida que se aumenta a espessura do aderente a tensão de compressão no ponto A diminui, e aumenta a tensão de tracção no ponto B, o que aumenta a probabilidade de delaminação.
- A distribuição da tensão de corte segue a distribuição da tensão de Von Mises mas para valores de magnitude menores. A tensão de corte superior localiza-se no ponto A e para a espessura de 0.8 mm, enquanto a menor também está localizada no ponto A para a espessura de 3.2mm. A distribuição mais uniforme está presente na espessura de 1.2 mm.
- Para a menor espessura tem-se a maior deformação de compressão no ponto A, e a menor deformação de tracção no ponto B. À medida que se aumenta a espessura do aderente a deformação de compressão no ponto A diminui, e aumenta a deformação de tracção no ponto B, o que faz aumentar a probabilidade de existência de delaminação. Verifica-se que a

diminuição da deformação de compressão é superior ao aumento da deformação de tracção no ponto B

- A distribuição da deformação de corte segue a distribuição da tensão de corte. No ponto A localiza-se a deformação de corte maior, para 0.8 mm e menor para 3.2mm. a espessura de 1.2 apresenta a distribuição de deformação de corte mais uniforme relativamente às outras espessuras.

A figura 178 representa o gráfico da curva de tendência para as tensões máximas de arrancamento e corte relativamente às espessuras dos aderentes.



**Figura 178 – Curva de tendência dos valores das tensões máximas para diferentes espessuras do aderente.**

Através da curva de tendência para os valores máximos da tensão de corte e de arrancamento, verifica-se que a tensão de corte máxima diminui até um valor de espessura de 1.2 mm, após o qual tende a aumentar com um declive menor. A tensão de arrancamento máxima aumenta sempre à medida que se aumenta a espessura do adesivo, o que é explicado pelo facto de se aumentar consequentemente a rigidez do aderente.

### Varição da Espessura do Adesivo

Na análise do efeito da variação da espessura do adesivo, nas distribuições de tensões e deformações na linha média do adesivo na junta dupla. Foram usados quatro valores de espessura (0.25, 0.5, 0.75 e 1 mm).

A figura 179 mostra a distribuição da tensão de Von Mises em função do comprimento de sobreposição para as várias espessuras do adesivo.

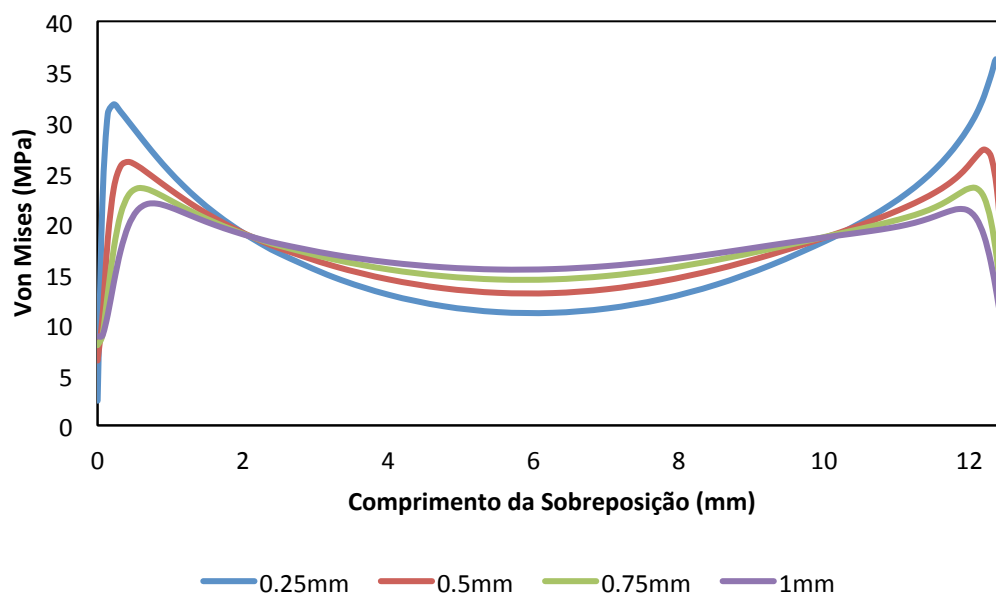


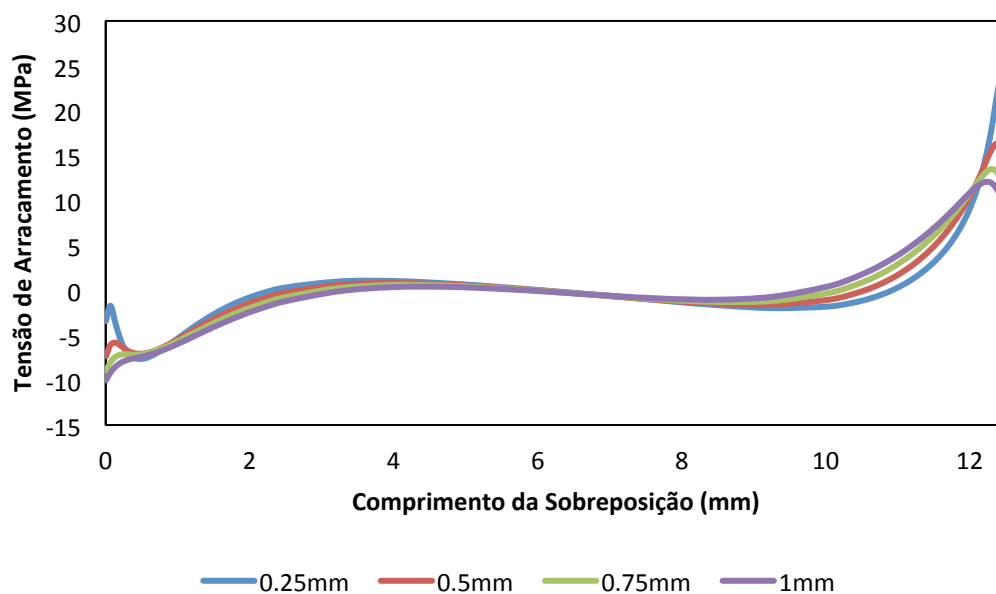
Figura 179 - Comparação dos valores da tensão de Von Mises, para as diferentes espessuras do adesivo.

Na tabela 84 estão representados os valores máximos da tensão de Von Mises nos pontos A e B para as várias espessuras do adesivo.

Tabela 84 - Comparação dos valores máximos de tensão de Von Mises (MPa), para as diferentes espessuras do adesivo.

Espessura (mm)	Ponto A	Ponto B
0.25	31.785	36.168
0.5	26.083	27.310
0.75	23.449	23.468
1	21.948	21.415

A figura 180 mostra a distribuição da tensão de arrancamento em função do comprimento de sobreposição para as várias espessuras do adesivo.



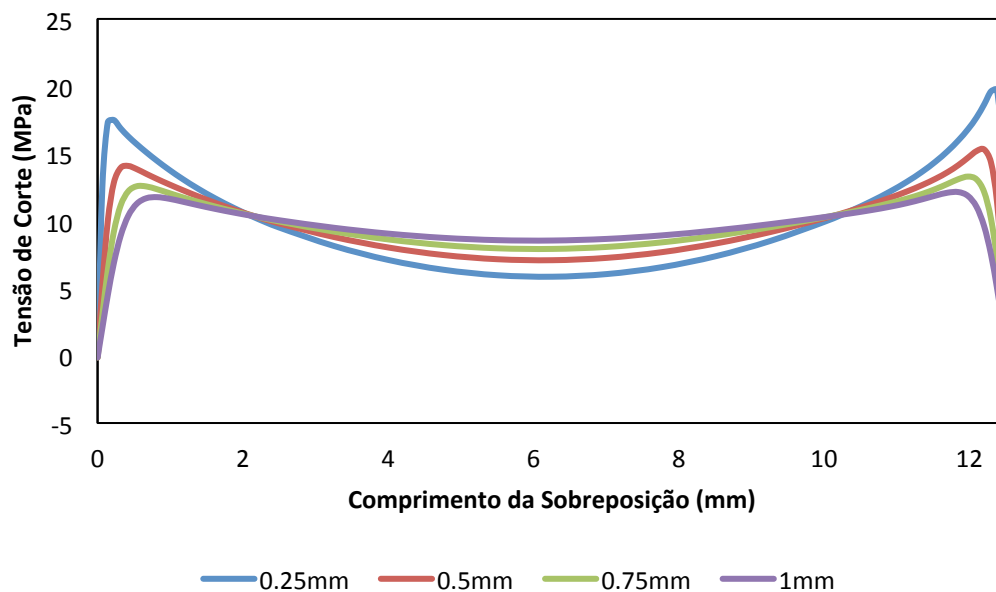
**Figura 180 - Comparação dos valores da tensão de arrancamento, para as diferentes espessuras do adesivo.**

Na tabela 85 estão representados os valores máximos da tensão de arrancamento nos pontos A e B para as várias espessuras do adesivo.

**Tabela 85 - Comparação dos valores máximos de tensão de arrancamento (MPa), para as diferentes espessuras do adesivo.**

Espessura (mm)	Ponto A	Ponto B
0.25	-7.592	24.074
0.5	-7.379	16.325
0.75	-9.055	13.494
1	-10.025	12.037

A figura 181 mostra a distribuição da tensão de corte em função do comprimento de sobreposição para as várias espessuras do adesivo.



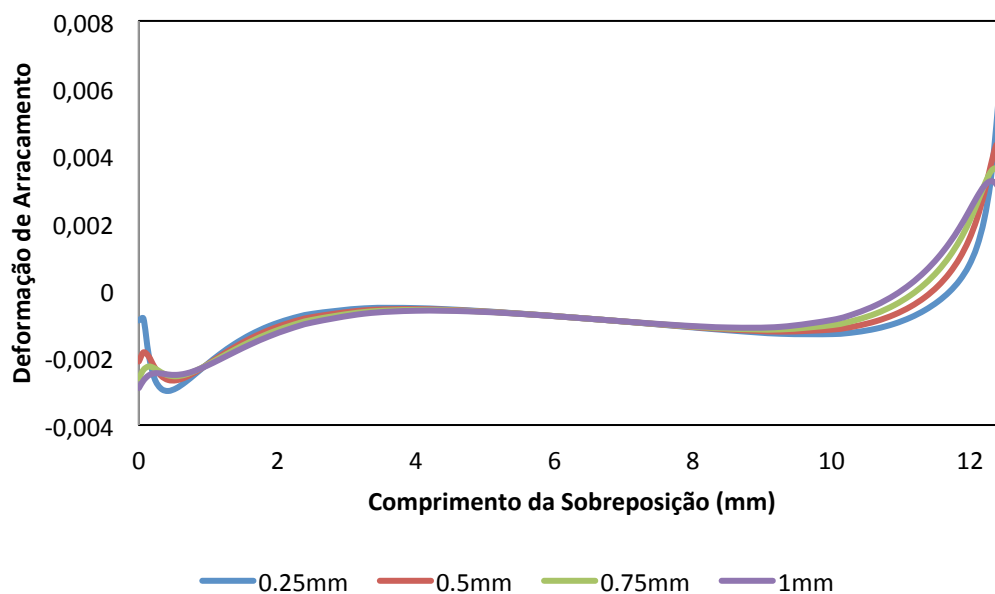
**Figura 181 - Comparação dos valores da tensão de corte, para as diferentes espessuras do adesivo.**

Na tabela 86 estão representados os valores máximos da tensão de corte nos pontos A e B para as várias espessuras do adesivo.

**Tabela 86 - Comparação dos valores máximos de tensão de corte (MPa), para as diferentes espessuras do adesivo.**

<b>Espessura (mm)</b>	<b>Ponto A</b>	<b>Ponto B</b>
0.25	17.494	19.702
0.5	14.086	15.308
0.75	12.579	13.296
1	11.769	12.146

A figura 182 mostra a distribuição da deformação de arrancamento em função do comprimento de sobreposição para as várias espessuras do adesivo.



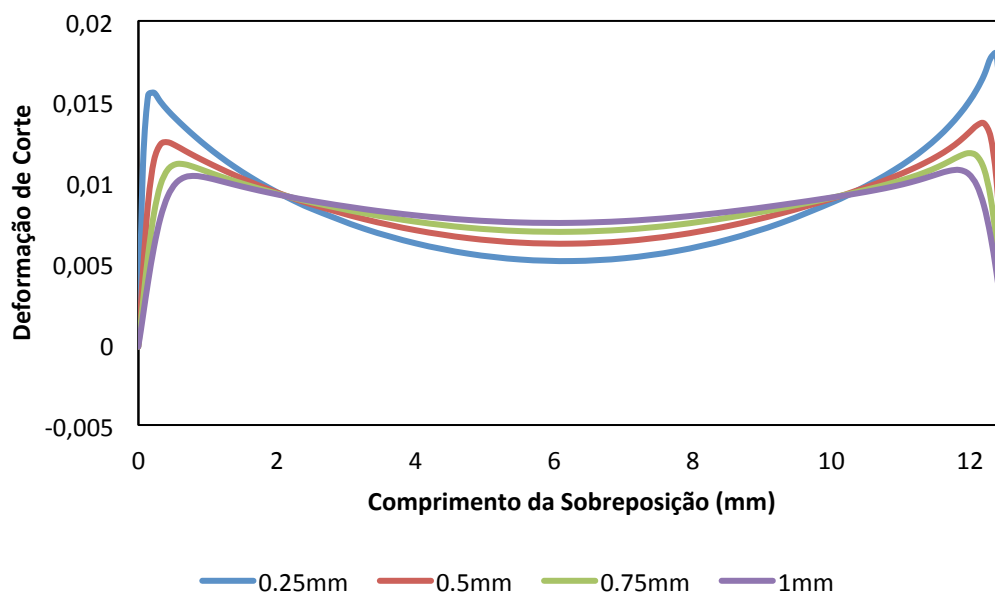
**Figura 182 - Comparação dos valores da deformação de arrancamento, para as diferentes espessuras do adesivo.**

Na tabela 87 estão representados os valores máximos da deformação de arrancamento nos pontos A e B para as várias espessuras do adesivo.

**Tabela 87 - Comparação dos valores máximos de deformação de arrancamento, para as diferentes espessuras do adesivo.**

<b>Espessura (mm)</b>	<b>Ponto A</b>	<b>Ponto B</b>
0.25	-0.003	0.007
0.5	-0.003	0.004
0.75	-0.003	0.004
1	-0.003	0.003

A figura 183 mostra a distribuição da deformação de corte em função do comprimento de sobreposição para as várias espessuras do adesivo.



**Figura 183 - Comparação dos valores da deformação de corte, para as diferentes espessuras do adesivo.**

Na tabela 88 estão representados os valores máximos da deformação de corte nos pontos A e B para as várias espessuras do adesivo.

**Tabela 88 - Comparação dos valores máximos de deformação de corte, para as diferentes espessuras do adesivo.**

Espessura (mm)	Ponto A	Ponto B
0.25	0.016	0.018
0.5	0.012	0.014
0.75	0.011	0.012
1	0.010	0.011

Para os gráficos acima tem-se:

- Ao se aumentar a espessura do adesivo as tensões de Von Mises diminuem nas extremidades do adesivo e aumentam no seu centro, ficando assim uma distribuição de tensões mais uniforme. De referir que para a espessura de 0.25 mm a tensão no ponto B é superior à do ponto A, mas à medida de se aumenta a espessura esta diferença vai desaparecendo, e para a espessura de 1 mm a tensão de Von Mises no ponto A já é superior à tensão no ponto B.
- A tensão de arrancamento tractiva máxima está localizada no ponto B, enquanto a tensão de arrancamento compressiva está localizada no ponto A. Verifica-se que a tensão de arrancamento tractiva é superior para a menor espessura do adesivo (0.25 mm) e vai diminuindo à medida que se aumenta a espessura deste. A tensão de arrancamento compressiva é menor para a menor espessura, e vai aumentando à medida que se aumenta a espessura do adesivo. Para uma alteração de 0.25 mm para 1 mm a espessura do adesivo, tem-se uma redução de tensão de arrancamento tractiva de 50%, e um aumento da tensão de arrancamento compressiva de 24%. Para a espessura de 1 mm existe então uma menor probabilidade de ocorrer delaminação. À medida que se aumenta a espessura do adesivo, a área que resiste a estas tensões é superior, logo existe uma diminuição das tensões de arrancamento.
- A distribuição da tensão de corte segue usando magnitudes menores a distribuição da tensão de Von Mises. Então, ao se aumentar a espessura do adesivo a tensão de corte diminui nas extremidades do adesivo e aumenta no seu centro. A tensão de corte é maior no ponto B

relativamente ao ponto A, mas à medida que se aumenta a espessura, esta diferença vai diminuindo e na espessura de 1 mm a tensão de corte já é superior no ponto A. Ao se aumentar a espessura do adesivo, está-se a aumentar a área deste, logo existe uma maior área que resiste às tensões de corte, então, menores serão as estas tensões.

- A distribuição da deformação de arrancamento segue a distribuição da tensão de arrancamento. Tem-se então a deformação de tracção mais elevada no ponto B e a menor deformação de compressão no ponto A. À medida que se aumenta a espessura a deformação de tracção vai diminuindo e a de compressão aumentando.
- À medida que se aumenta a espessura do adesivo a deformação de corte diminui nas extremidades do adesivo, aumentando no seu centro, o que torna a distribuição de deformações mais uniforme.

Na figura 184 está representada a curva de tendência das tensões máximas de arrancamento e de corte relativamente à espessura do adesivo.

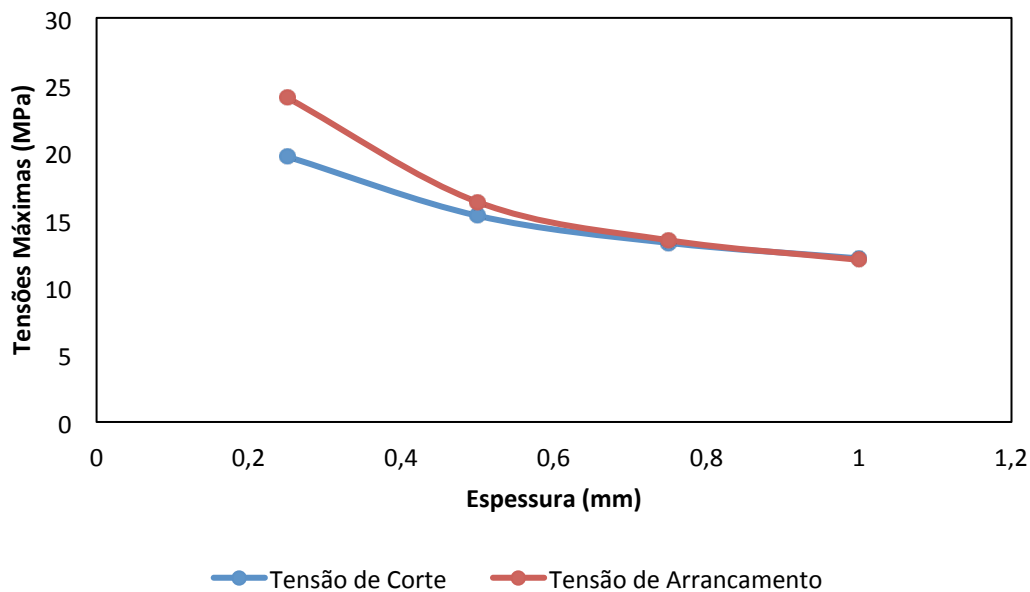


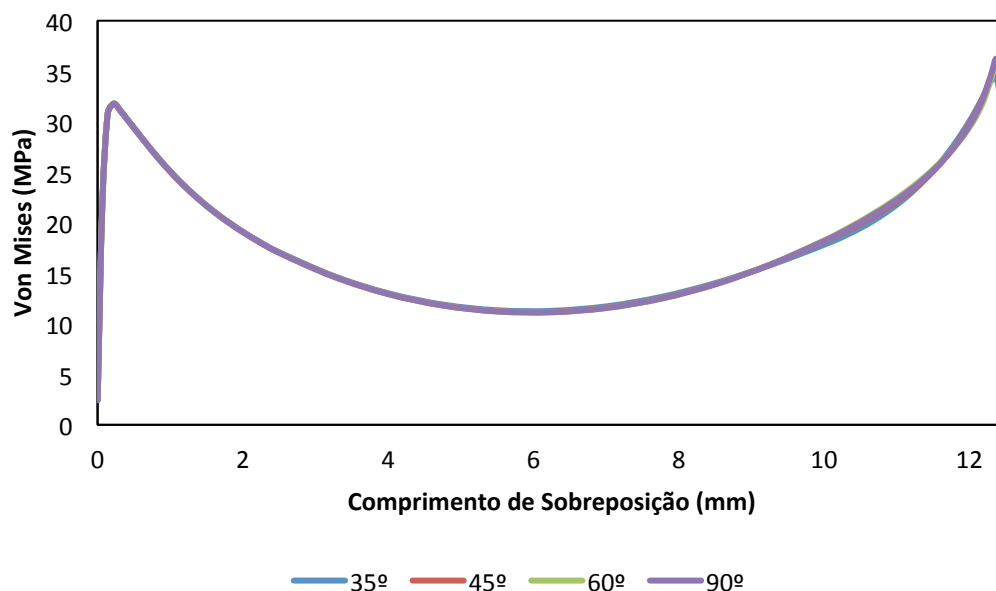
Figura 184 – Curva de tendência das tensões máximas relativamente à espessura do adesivo.

Verifica-se que à medida que se aumenta a espessura do adesivo, tanto a tensão máxima de arrancamento como a de corte diminuem. A tensão de arrancamento, da espessura de 0,25 mm para 0,5 mm apresenta uma diminuição de maior declive quando comparado com a tensão de corte. Para o valor de espessura de 1 mm ambas as tensões têm o mesmo valor máximo.

### Colocação de Filete no Aderente

Na análise do efeito do ângulo do filete no aderente exterior nas distribuições de tensões e deformações na linha média do adesivo na junta dupla. Foram usados quatro ângulos diferentes (35°, 45°, 60° e 80°).

A figura 185 mostra a distribuição da tensão de Von Mises em função do comprimento de sobreposição para os diferentes ângulos de filetes usados nos aderentes exteriores.



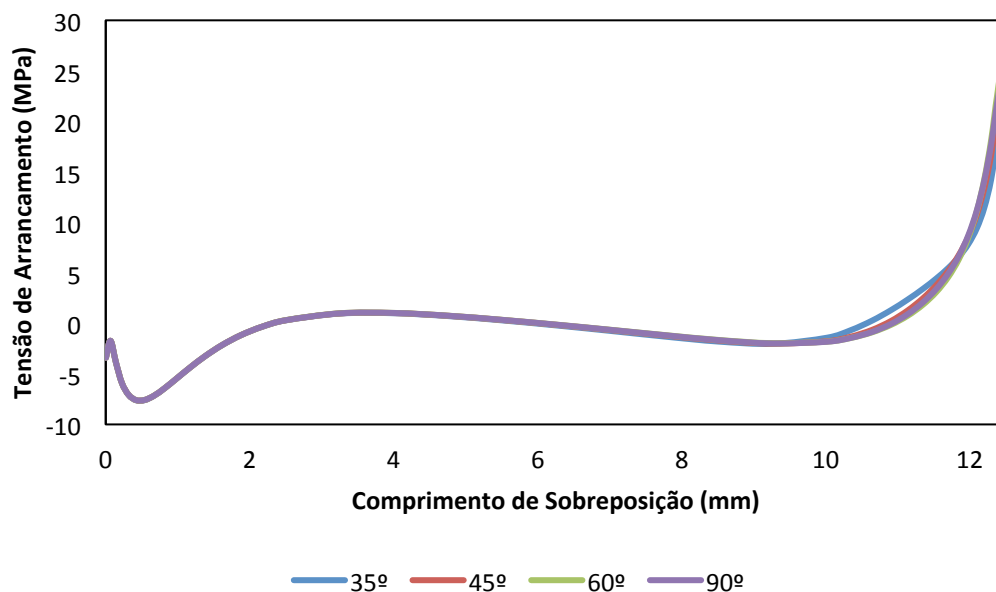
**Figura 185 - Comparação dos valores da tensão de Von Mises, para os diferentes ângulos de filete na extremidade da sobreposição do aderente exterior.**

Na tabela 89 estão representados os valores máximos da tensão de Von Mises nos pontos A e B para os vários ângulos de filete nos aderentes exteriores.

**Tabela 89 - Comparação dos valores máximos de tensão de Von Mises (MPa), para os diferentes ângulos de filete na extremidade da sobreposição do aderente exterior.**

Ângulo do filete	Ponto A	Ponto B
35°	31.817	34.289
45°	31.793	35.393
60°	31.783	35.758
90°	31.785	36.168

A figura 186 mostra a distribuição da tensão de arrancamento em função do comprimento de sobreposição para os diferentes ângulos de filetes usados nos aderentes exteriores.



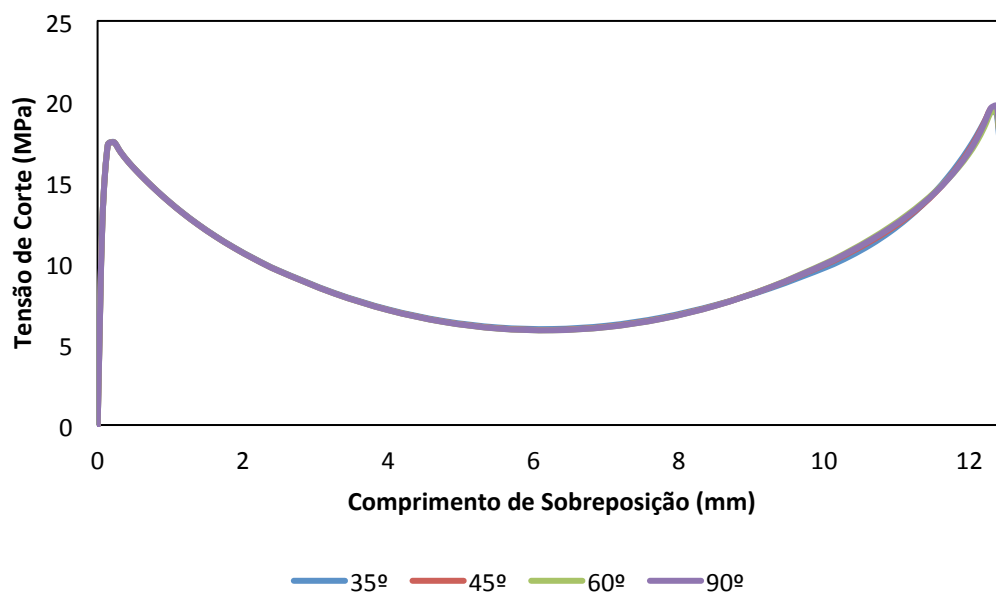
**Figura 186 - Comparação dos valores da tensão de arrancamento, para os diferentes ângulos de filete na extremidade da sobreposição do aderente exterior.**

Na tabela 90 estão representados os valores máximos da tensão de arrancamento nos pontos A e B para os vários ângulos de filete nos aderentes exteriores.

**Tabela 90 - Comparação dos valores máximos de tensão de arrancamento (MPa), para os diferentes ângulos de filete na extremidade da sobreposição do aderente exterior.**

Ângulo do filete	Ponto A	Ponto B
35°	-7.608	20.995
45°	-7.596	23.312
60°	-7.592	25.211
90°	-7.592	24.074

A figura 187 mostra a distribuição da tensão de corte em função do comprimento de sobreposição para os diferentes ângulos de filetes usados nos aderentes exteriores.



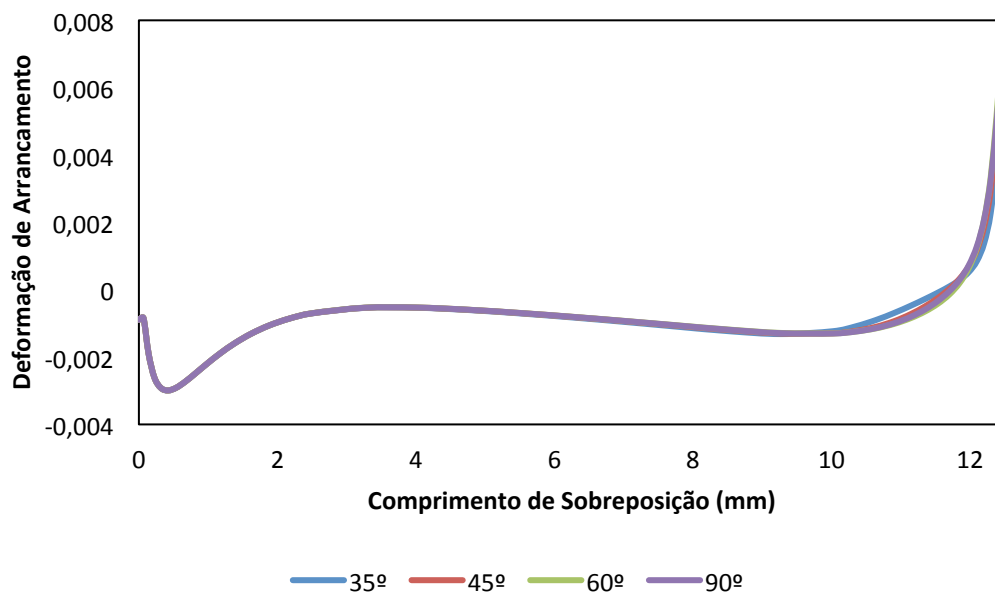
**Figura 187 - Comparação dos valores da tensão de corte, para os diferentes ângulos de filete na extremidade da sobreposição do aderente exterior.**

Na tabela 91 estão representados os valores máximos da tensão de corte nos pontos A e B para os vários ângulos de filete nos aderentes exteriores.

**Tabela 91 - Comparação dos valores máximos de tensão de corte (MPa), para os diferentes ângulos de filete na extremidade da sobreposição do aderente exterior.**

Ângulo do filete	Ponto A	Ponto B
35°	17.511	19.469
45°	17.498	19.581
60°	17.492	19.345
90°	17.494	19.702

A figura 188 mostra a distribuição da deformação de arrancamento em função do comprimento de sobreposição para os diferentes ângulos de filetes usados nos aderentes exteriores.



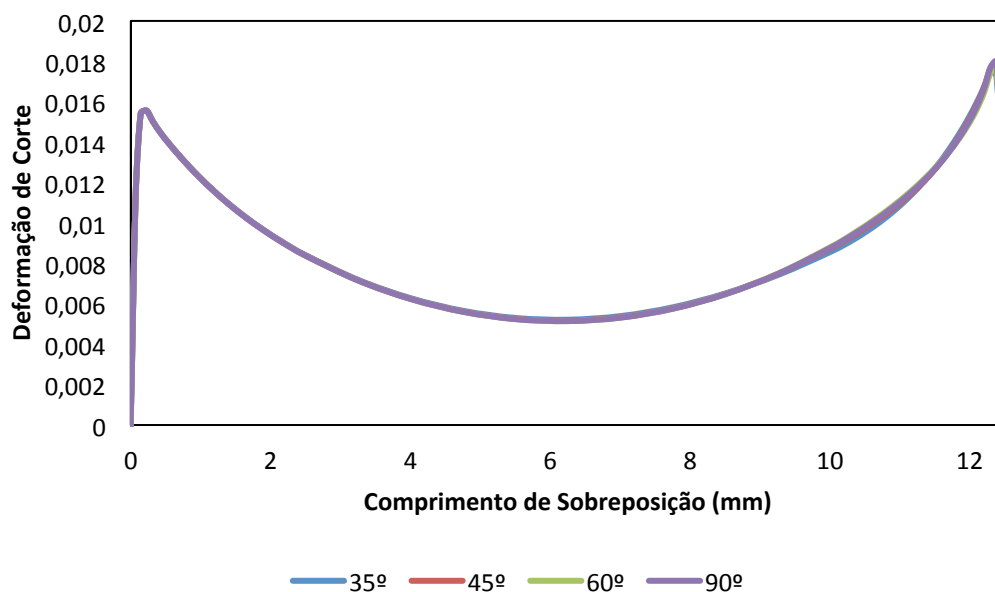
**Figura 188 - Comparação dos valores da deformação de arrancamento, para os diferentes ângulos de filete na extremidade da sobreposição do aderente exterior.**

Na tabela 92 estão representados os valores máximos da deformação de arrancamento nos pontos A e B para os vários ângulos de filete nos aderentes exteriores.

**Tabela 92 - Comparação dos valores máximos de deformação de arrancamento, para os diferentes ângulos de filete na extremidade da sobreposição do aderente exterior.**

Ângulo do filete	Ponto A	Ponto B
35°	-0.003	0.006
45°	-0.003	0.006
60°	-0.003	0.007
90°	-0.003	0.007

A figura 189 mostra a distribuição da deformação de corte em função do comprimento de sobreposição para os diferentes ângulos de filetes usados nos aderentes exteriores.



**Figura 189 - Comparação dos valores da deformação de corte, para os diferentes ângulos de filete na extremidade da sobreposição do aderente exterior.**

Na tabela 93 estão representados os valores máximos da deformação de corte nos pontos A e B para os vários ângulos de filete nos aderentes exteriores.

**Tabela 93 – Comparação dos valores máximos de deformação de corte, para os diferentes ângulos de filete na extremidade da sobreposição do aderente exterior.**

Ângulo do filete	Ponto A	Ponto B
35°	0.016	0.018
45°	0.016	0.018
60°	0.016	0.018
90°	0.016	0.018

Para os gráficos acima tem-se:

- À medida que se diminui o ângulo do filete, verifica-se que a tensão de Von Mises diminui no ponto B, ou seja, no local onde está o filete. No ponto A nos valores mantêm-se inalterados. Ao usar um filete de 35° em vez de a extremidade recta (90°) obtém-se uma diminuição na ordem dos 5%.
- A tensão de compressão no ponto A mantém-se inalterada, pois no ponto A não sofre alterações a nível de geometria. A tensão de tracção no ponto B diminui, à medida que se diminui o ângulo do filete. Tem-se então uma redução na ordem dos 13% ao usar-se um filete com um ângulo de 35° em vez de uma extremidade recta.
- As tensões de corte máxima em ambas as extremidades mantêm-se inalteradas relativamente à alteração do ângulo de filete do aderente exterior.
- A deformação de compressão presente no ponto A não sofre alterações. Já a deformação de tracção presente no ponto B diminui com a diminuição do ângulo do filete.
- A deformação de corte ao ser alterado o ângulo do filete, não sofre qualquer alteração.

## Alteração do Empilhamento

Relativamente ao estudo da alteração da sequência de empilhamento da junta dupla, foram analisados nove casos:

1. Aderente Superior de Inferior =  $[0_8]$  e os Aderentes do Meio =  $[90_2/0_4/90_2]$
2. Aderente Superior de Inferior =  $[90_8]$  e os Aderentes do Meio =  $[90_2/0_4/90_2]$
3. Aderente Superior de Inferior =  $[90_2/0_4/90_2]$  e os Aderentes do Meio =  $[0_8]$
4. Aderente Superior de Inferior =  $[90_2/0_4/90_2]$  e os Aderentes do Meio =  $[90_8]$
5. Aderente Superior de Inferior =  $[90_2/0_4/90_2]$  e os Aderentes do Meio =  $[90_2/0_4/90_2]$
6. Aderente Superior de Inferior =  $[0_2/+45_2/-45_2/0_2]$  e os Aderentes do Meio =  $[0_2/+45_2/-45_2/0_2]$
7. Aderente Superior de Inferior =  $[90_2/+45_2/-45_2/90_2]$  e os Aderentes do Meio =  $[90_2/+45_2/-45_2/90_2]$
8. Aderente Superior de Inferior =  $[+45/-45/0_4/+45/-45]$  e os Aderentes do Meio =  $[+45/-45/0_4/+45/-45]$
9. Aderente Superior de Inferior =  $[+45/-45/90_4/+45/-45]$  e os Aderentes do Meio =  $[+45/-45/90_4/+45/-45]$

A figura 190 mostra a distribuição da tensão de Von Mises em função do comprimento de sobreposição para as várias sequências de empilhamento estudadas.

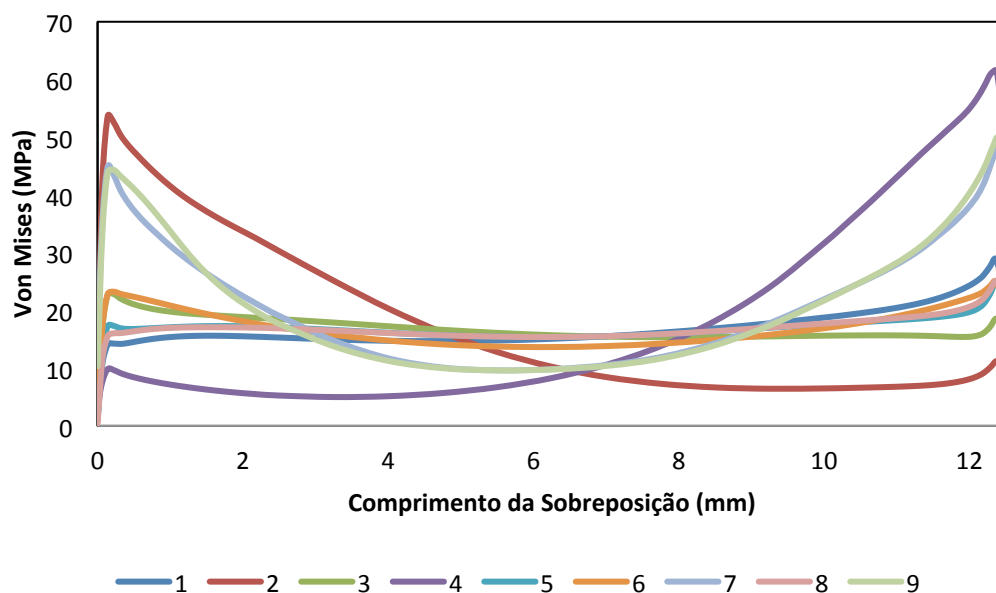


Figura 190 - Comparação dos valores da tensão de Von Mises, para as diferentes sequências de empilhamento.

Na tabela 94 estão representados os valores máximos da tensão de Von Mises nos pontos A e B para as várias sequências de empilhamento usadas.

Tabela 94 - Comparação dos valores máximos de tensão de Von Mises (MPa), para as diferentes sequências de empilhamento do aderente.

Sequência de Empilhamento	Ponto A	Ponto B
1	15.611	28.885
2	53.698	11.231
3	22.825	18.573
4	9.843	61.455
5	17.308	24.872
6	23.233	25.009
7	44.939	48.565
8	17.082	25.125
9	44.349	49.746

A figura 191 mostra a distribuição da tensão de arrancamento em função do comprimento de sobreposição para as várias seqüências de empilhamento estudadas.

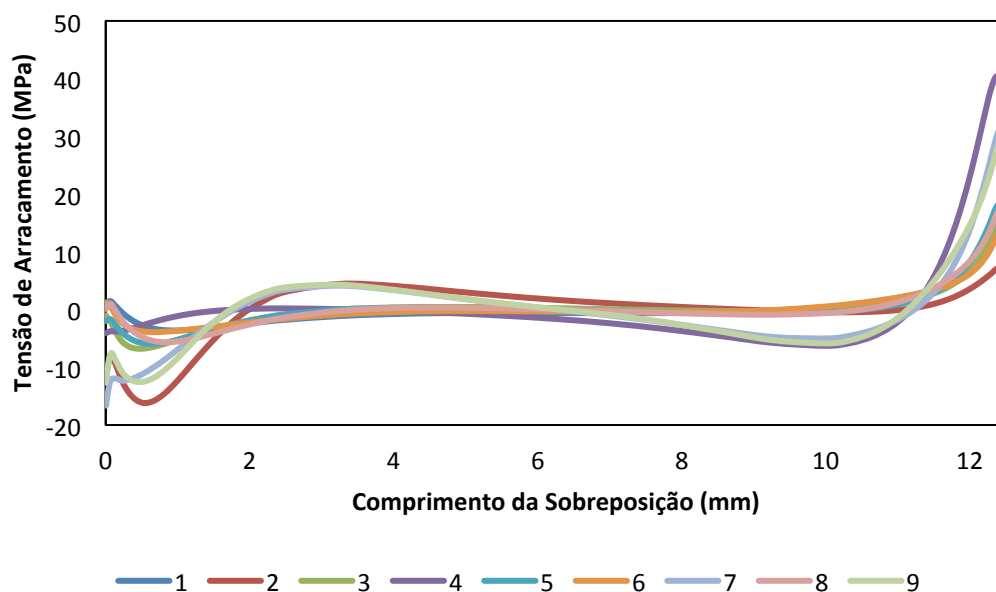


Figura 191 - Comparação dos valores da tensão de arrancamento, para as diferentes seqüências de empilhamento.

Na tabela 95 estão representados os valores máximos da tensão de arrancamento nos pontos A e B para as várias seqüências de empilhamento usadas.

Tabela 95 - Comparação dos valores máximos de tensão de arrancamento (MPa), para as diferentes seqüências de empilhamento do aderente.

Seqüência de Empilhamento	Ponto A	Ponto B
1	-3.626	16.182
2	-16.196	7.118
3	-6.755	14.730
4	-4.059	40.427
5	-5.942	18.391
6	-3.903	13.774
7	-16.631	30.782
8	-5.669	17.787
9	-12.662	49.746

A figura 192 mostra a distribuição da tensão de corte em função do comprimento de sobreposição para as várias seqüências de empilhamento estudadas.

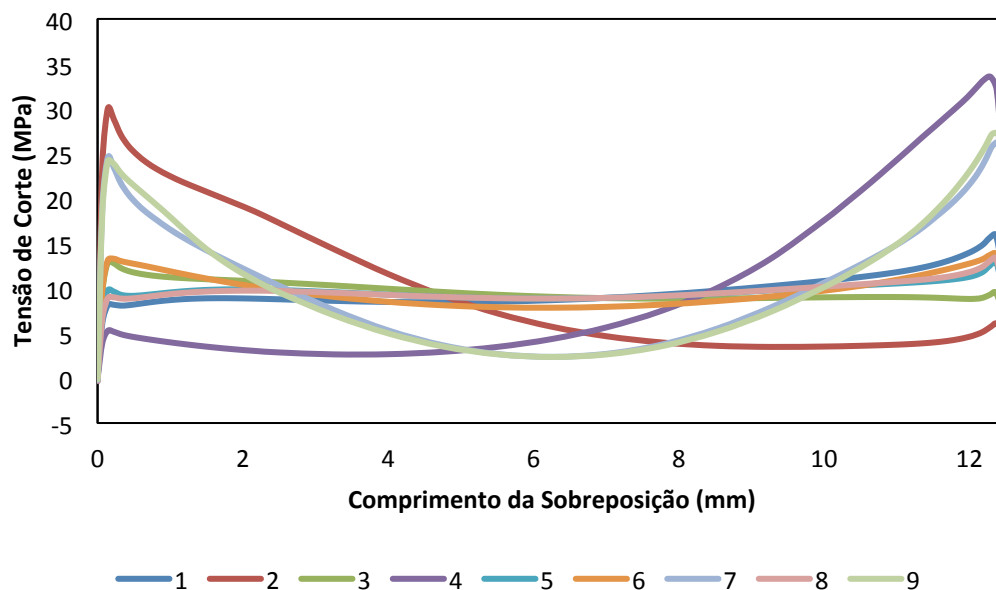


Figura 192 - Comparação dos valores da tensão de corte, para as diferentes seqüências de empilhamento.

Na tabela 96 estão representados os valores máximos da tensão de corte nos pontos A e B para as várias seqüências de empilhamento usadas.

Tabela 96 - Comparação dos valores máximos de tensão de corte (MPa), para as diferentes seqüências de empilhamento do aderente.

Seqüência de Empilhamento	Ponto A	Ponto B
1	8.898	15.929
2	30.011	6.068
3	12.889	9.499
4	5.269	33.540
5	9.888	12.963
6	13.292	13.814
7	24.562	26.145
8	9.737	13.325
9	24.172	27.196

A figura 193 mostra a distribuição da deformação de arrancamento em função do comprimento de sobreposição para as várias sequências de empilhamento estudadas.

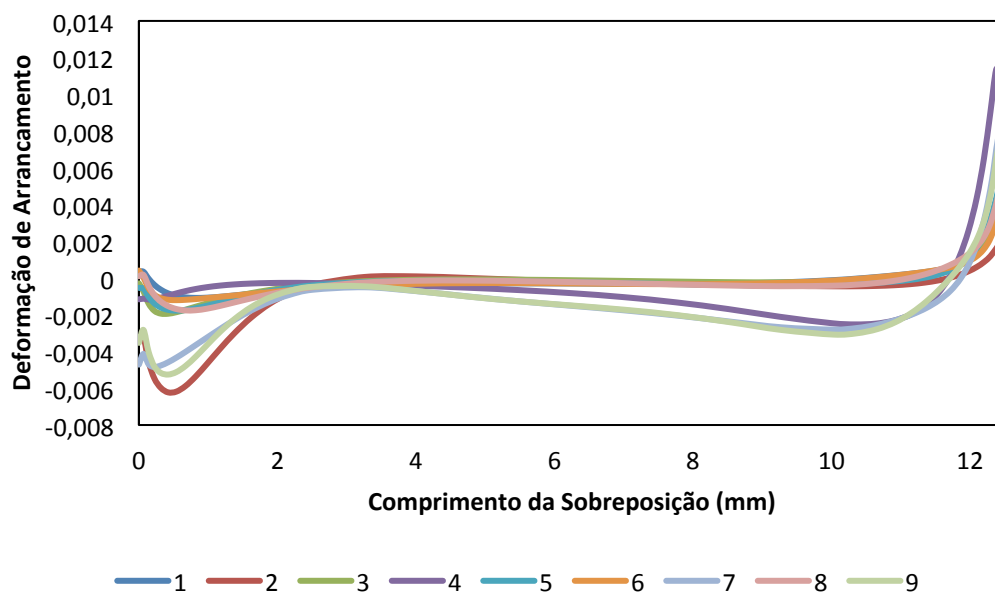


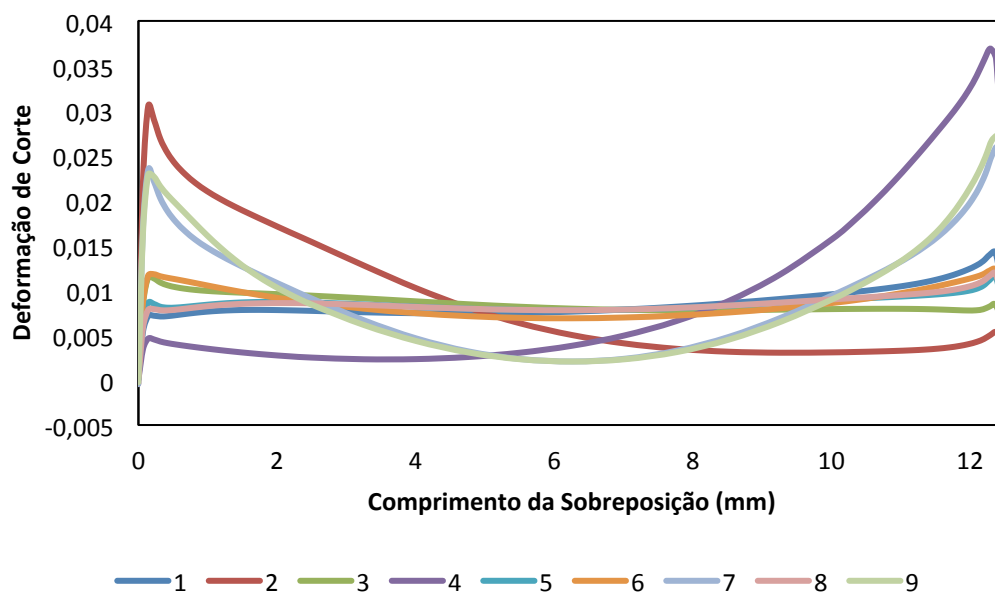
Figura 193 - Comparação dos valores da deformação de arrancamento, para as diferentes sequências de empilhamento.

Na tabela 97 estão representados os valores máximos da deformação de arrancamento nos pontos A e B para as várias sequências de empilhamento usadas.

Tabela 97 - Comparação dos valores máximos de deformação de arrancamento, para as diferentes sequências de empilhamento do aderente.

Sequência de Empilhamento	Ponto A	Ponto B
1	-0.001	0.004
2	-0.006	0.002
3	-0.002	0.004
4	-0.001	0.012
5	-0.002	0.005
6	-0.001	0.004
7	-0.005	0.008
8	-0.002	0.005
9	-0.005	0.008

A figura 194 mostra a distribuição da deformação de corte em função do comprimento de sobreposição para as várias sequências de empilhamento estudadas.



**Figura 194 - Comparação dos valores da deformação de corte, para as diferentes sequências de empilhamento.**

Na tabela 98 estão representados os valores máximos da deformação de corte nos pontos A e B para as várias sequências de empilhamento usadas.

**Tabela 98 - Comparação dos valores máximos de deformação de corte, para as diferentes sequências de empilhamento do aderente.**

Sequência de Empilhamento	Ponto A	Ponto B
1	0.008	0.014
2	0.031	0.005
3	0.011	0.008
4	0.005	0.037
5	0.009	0.012
6	0.012	0.012
7	0.023	0.026
8	0.009	0.012
9	0.023	0.027

Para os gráficos acima tem-se:

- A sequência de empilhamento que apresenta uma menor tensão de Von Mises no ponto A é a 4. Esta é também a que apresenta a maior tensão no ponto B. A sequência que apresenta os valores de tensão mais baixos de Von Mises é a sequência 3, enquanto a que apresenta valores máximos é a sequência de empilhamento 4. Verifica-se que a sequência que apresenta uma distribuição mais uniforme da tensão de Von Mises é a sequência 6.
- A sequência de empilhamento que apresenta uma maior tensão de arrancamento de compressão (Ponto A) é a sequência 7, enquanto a que apresenta uma maior tensão de arrancamento de tração é a sequência 9. A sequência 2 apresenta a menor tensão de tração e a segunda maior tensão de compressão, logo é esta a sequência que diminui mais a probabilidade de existência de delaminação.
- A tensão de corte apresenta para magnitudes menores uma distribuição semelhante à distribuição da tensão de Von Mises. A menor e maior tensão de corte é causada pela

sequência 4 no ponto A e ponto B respectivamente. A sequência que apresenta uma distribuição mais uniforme é a sequência 6.

- A sequência 2 apresenta a menor deformação de tracção e a maior deformação de compressão, enquanto a sequência 4 apresenta a maior e a menor deformação de tracção e compressão, respectivamente.
- A sequência com o menor valor de deformação de corte é a sequência 4, que também apresenta a maior deformação.

#### Variação da Folga – Alteração do Comprimento dos Aderentes Exteriores

Relativamente à análise da distância entre os laminados interiores, ou seja, o chamado folga, foram estudados cinco diferentes distâncias – 0, 2, 5, 10 e 15 mm.

A figura 195 mostra a distribuição da tensão de Von Mises em função do comprimento de sobreposição para as diferentes folgas – alterando o comprimento dos aderente exteriores.

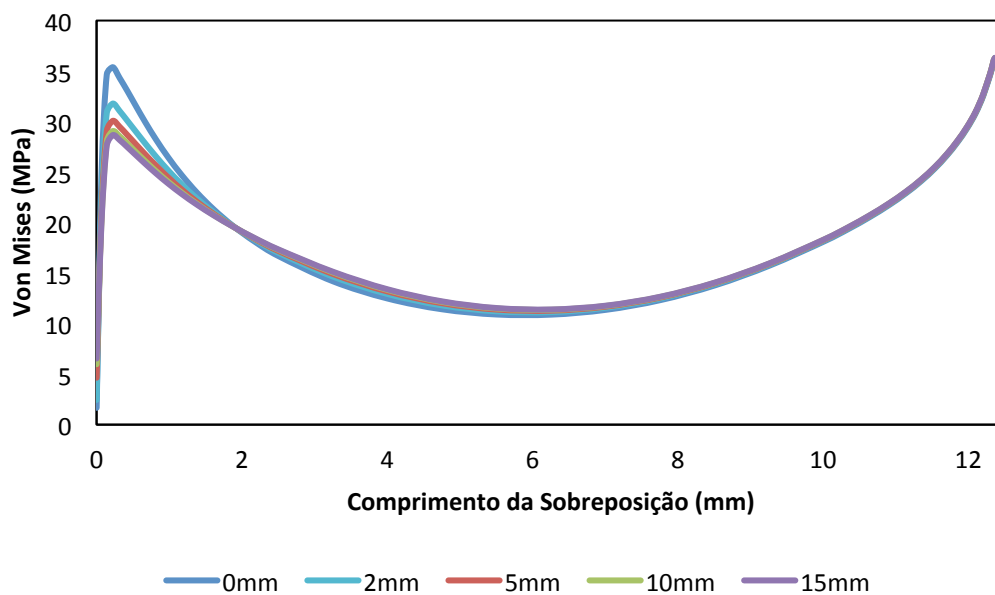


Figura 195 – Comparação dos valores da tensão de Von Mises, para os diferentes valores de folga alterando o comprimento dos aderentes exteriores.

Na tabela 99 estão representados os valores máximos da tensão de Von Mises nos pontos A e B para os diferentes valores de folga – alteração do comprimento do aderente.

Tabela 99 - Comparação dos valores máximos de tensão de Von Mises (MPa), para as diferentes folgas, variando o comprimento dos aderentes exteriores.

Variação da Folga - Aderente	Ponto A	Ponto B
0	35.387	36.096
2	31.785	36.168
5	30.075	36.206
10	29.060	36.229
15	28.664	36.238

A figura 196 mostra a distribuição da tensão de arrancamento em função do comprimento de sobreposição para as diferentes folgas – alterando o comprimento do aderente exterior.

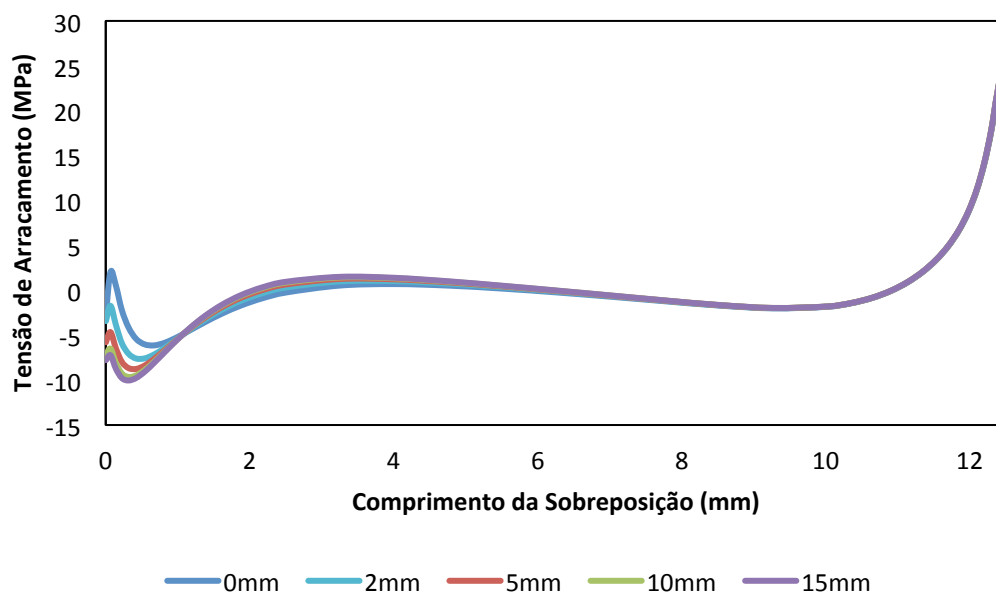


Figura 196 - Comparação dos valores de Tensão de Arrancamento, para os diferentes valores de folga alterando o comprimento dos valores exteriores.

Na tabela 100 estão representados os valores máximos da tensão de arrancamento nos pontos A e B para os diferentes valores de folga – alteração do comprimento do aderente.

Tabela 100 - Comparação dos valores máximos de tensão de arrancamento (MPa), para as diferentes folgas, variando o comprimento dos aderentes exteriores.

Varição da Folga - Aderente	Ponto A	Ponto B
0	-6.133	23.998
2	-7.592	24.074
5	-8.756	24.115
10	-9.650	24.141
15	-10.038	24.150

A figura 197 mostra a distribuição da tensão de corte em função do comprimento de sobreposição para as diferentes folgas – alterando o comprimento do aderente exterior

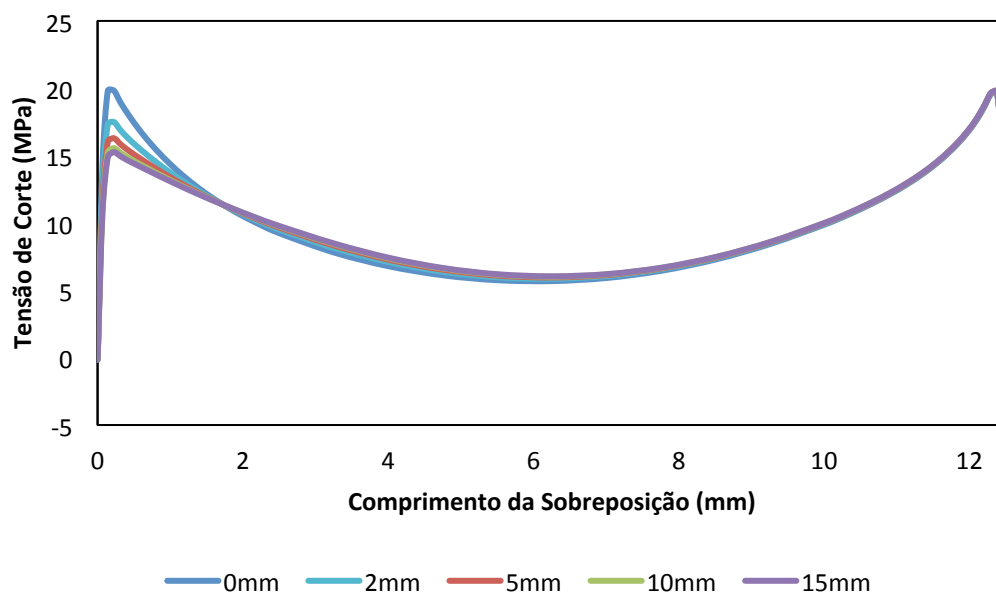


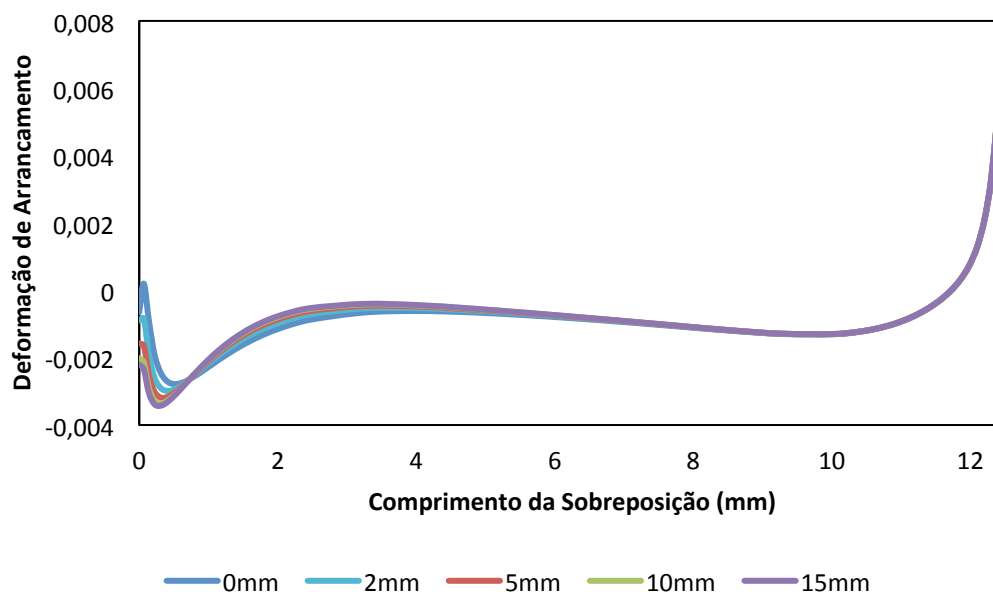
Figura 197 - Comparação dos valores de Tensão de Corte, para os diferentes valores de folga alterando o comprimento dos aderentes exteriores.

Na tabela 101 estão representados os valores máximos da tensão de corte nos pontos A e B para os diferentes valores de folga – alteração do comprimento do aderente.

Tabela 101 - Comparação dos valores máximos de tensão de corte (MPa), para as diferentes folgas, variando o comprimento dos aderentes exteriores.

Varição da Folga – Aderente	Ponto A	Ponto B
0	19.835	19.668
2	17.494	19.702
5	16.294	19.720
10	15.554	19.731
15	15.260	19.735

A figura 198 mostra a distribuição da deformação de arrancamento em função do comprimento de sobreposição para as diferentes folgas – alterando o comprimento do aderente exterior



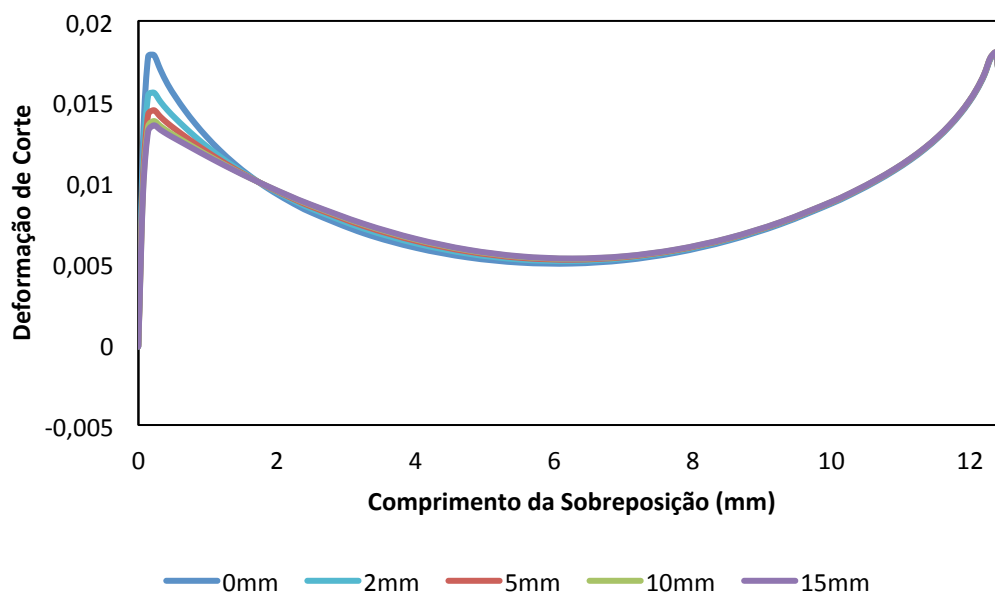
**Figura 198 - Comparação dos valores de deformação de arrancamento, para os diferentes valores de folga alterando o comprimento dos aderentes exteriores.**

Na tabela 102 estão representados os valores máximos da deformação de arrancamento nos pontos A e B para os diferentes valores de folga – alteração do comprimento do aderente.

**Tabela 102 - Comparação dos valores máximos deformação de arrancamento, para as diferentes folgas, variando o comprimento dos aderentes exteriores.**

Variação da Folga – Aderente	Ponto A	Ponto B
0	-0.003	0.007
2	-0.003	0.007
5	-0.003	0.007
10	-0.003	0.007
15	-0.003	0.007

A figura 199 mostra a distribuição da deformação de corte em função do comprimento de sobreposição para as diferentes folgas – alterando o comprimento do aderente exterior.



**Figura 199 - Comparação dos valores de deformação de corte, para os diferentes valores de folga alterando o comprimento dos aderentes exteriores.**

Na tabela 103 estão representados os valores máximos da deformação de corte nos pontos A e B para os diferentes valores de folga – alteração do comprimento do aderente.

**Tabela 103 - Comparação dos valores máximos de deformação de corte, para as diferentes folgas, variando o comprimento dos aderentes exteriores.**

Varição da Folga - Aderente	Ponto A	Ponto B
0	0.018	0.018
2	0.016	0.018
5	0.014	0.018
10	0.014	0.018
15	0.014	0.018

Para os gráficos acima tem-se:

- A tensão de Von Mises no ponto B apresenta praticamente os mesmos valores. No ponto A, devido à alteração da folga tem variação. A tensão no ponto A diminui à medida que a folga aumenta. Ao se aumentar a folga de 0 mm para 15 mm a redução da tensão máxima de Von Mises no ponto A é de 19%. A maior redução dá-se na passagem da folga de 0 mm para a de 2 mm – 10%.
- A tensão de arrancamento tractiva no ponto B mantém-se inalterada, e à medida que se aumenta a folga a tensão de compressão no ponto A aumenta. Ao se aumentar a folga de 0mm para 15 mm tem-se um aumento da tensão de compressão de 38.9%.
- Pelo gráfico da tensão de corte percebe-se que à medida que a folga aumenta a tensão de corte no ponto A diminui, enquanto a tensão no ponto B mantém-se inalterada. Fica-se então com a tensão no ponto B ligeiramente superior à tensão do ponto A. Ao se aumentar a folga de 0mm para 15mm tem-se uma diminuição da tensão de corte na ordem dos 23%.
- A deformação de arrancamento tractiva no ponto B mantém-se inalterada, e à medida que se aumenta a folga a deformação de compressão no ponto A aumenta. Segue a distribuição da tensão de arrancamento.

- A deformação de corte diminui no ponto A à medida que se aumenta a folga, enquanto a deformação no ponto B se mantém inalterada. A distribuição da deformação de corte segue a distribuição da tensão de corte.

### Variação da Folga – Alteração do Comprimento da Zona de Sobreposição

Na análise do comprimento da zona de sobreposição, foram estudados os comprimentos de 5, 7.5, 10, 12.5 e 13.5 mm.

A figura 200 mostra a distribuição da tensão de Von Mises em função do comprimento de sobreposição para as diferentes folgas – alterando o comprimento da zona de sobreposição.

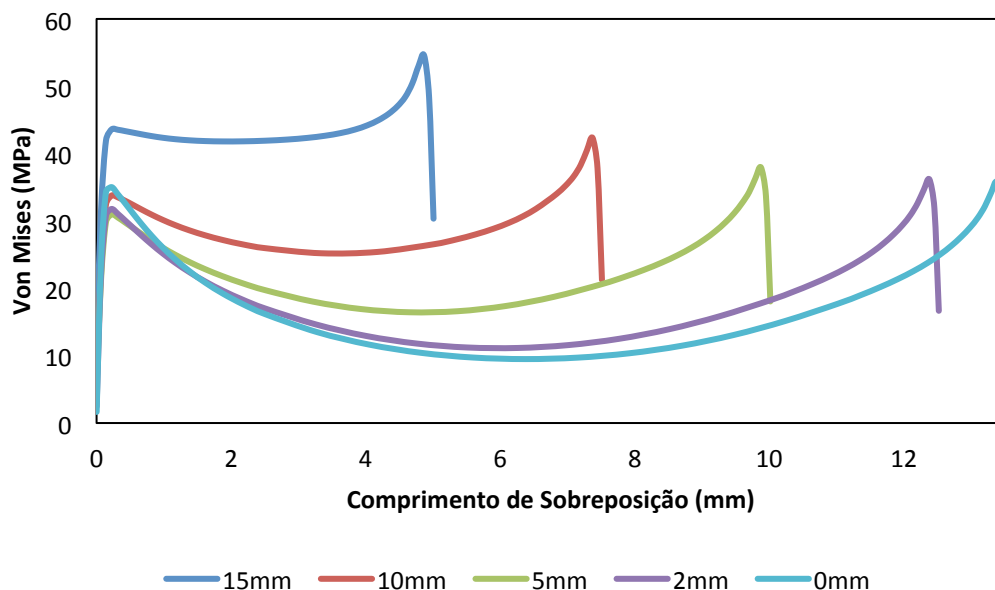


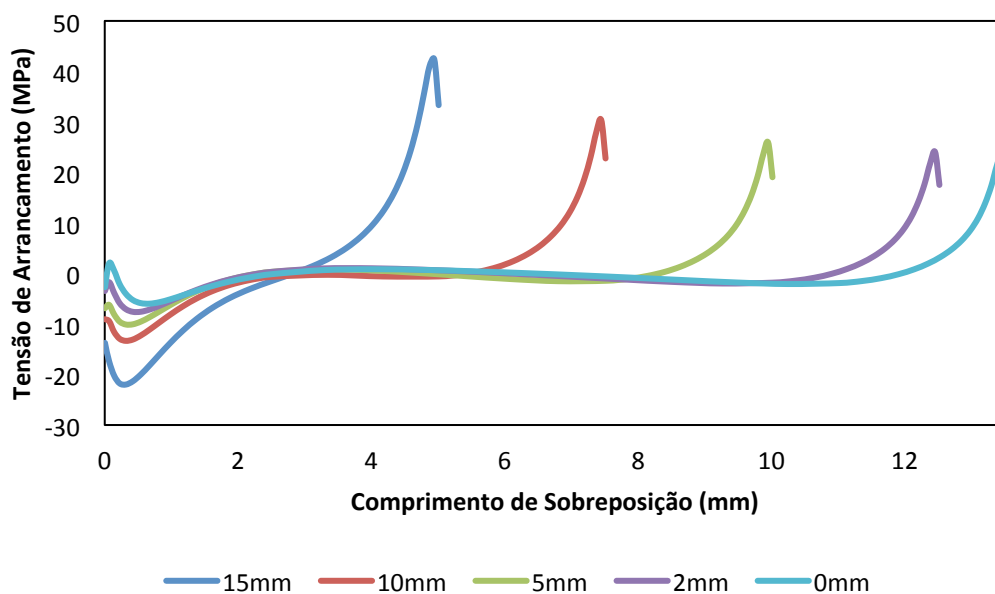
Figura 200 - Comparação dos valores de Von Mises, para os diferentes valores de folga alterando o comprimento de sobreposição.

Na tabela 104 estão representados os valores máximos da tensão de Von Mises nos pontos A e B para os diferentes valores de folga – alteração do comprimento de sobreposição.

Tabela 104 - Comparação dos valores máximos de tensão de Von Mises (MPa), para as diferentes folgas, variando o comprimento de sobreposição.

Variação da Folga - Adesivo	Ponto A	Ponto B
15	43.606	54.556
10	33.785	42.341
5	31.004	37.948
2	31.785	36.168
0	35.031	35.759

A figura 201 mostra a distribuição da tensão de arrancamento em função do comprimento de sobreposição para as diferentes folgas – alterando o comprimento da zona de sobreposição.



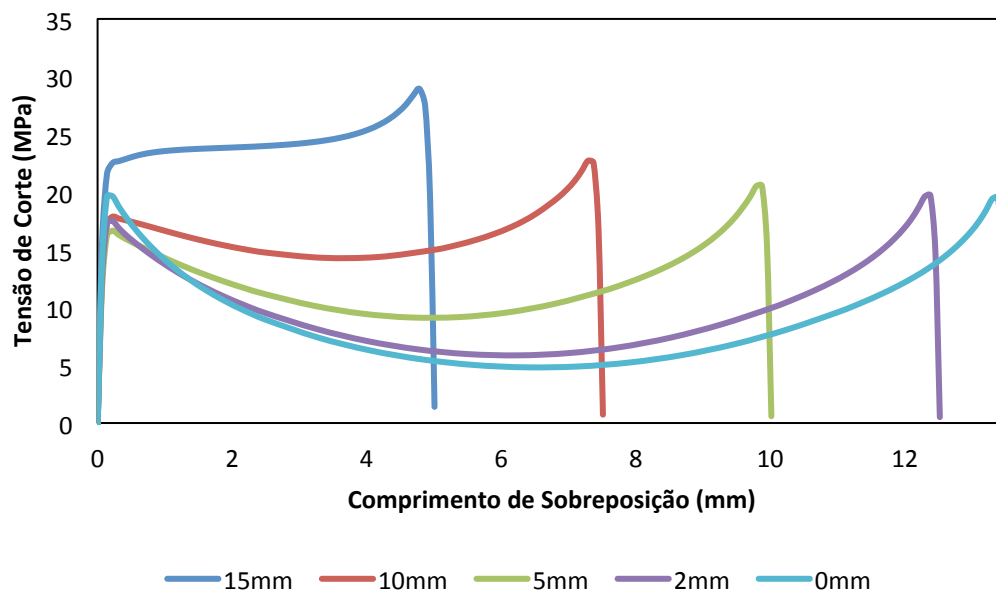
**Figura 201 - Comparação dos valores da tensão de arrancamento, para os diferentes valores de folga alterando o comprimento de sobreposição.**

Na tabela 105 estão representados os valores máximos da tensão de arrancamento nos pontos A e B para os diferentes valores de folga – alteração do comprimento de sobreposição.

**Tabela 105 - Comparação dos valores máximos de tensão de arrancamento (MPa), para as diferentes folgas, variando o comprimento de sobreposição.**

Varição da Folga - Adesivo	Ponto A	Ponto B
0	-21.985	42.383
2	-13.337	30.409
5	-10.104	25.946
10	-7.592	24.074
15	-5.979	23.645

A figura 202 mostra a distribuição da tensão de corte em função do comprimento de sobreposição para as diferentes folgas – alterando o comprimento da zona de sobreposição.



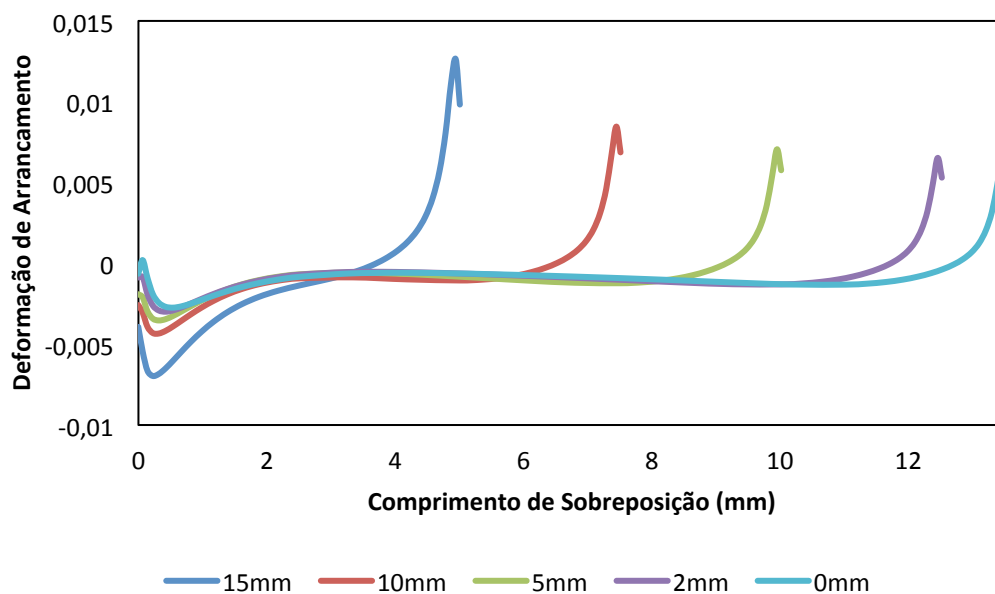
**Figura 202 - Comparação dos valores da tensão de corte, para os diferentes valores de folga alterando o comprimento de sobreposição.**

Na tabela 106 estão representados os valores máximos da tensão de corte nos pontos A e B para os diferentes valores de folga – alteração do comprimento de sobreposição.

**Tabela 106 - Comparação dos valores máximos de tensão de corte (MPa), para as diferentes folgas, variando o comprimento de sobreposição.**

Varição da Folga - Adesivo	Ponto A	Ponto B
0	23.996	28.941
2	17.872	22.714
5	16.658	20.534
10	17.494	19.702
15	19.637	19.509

A figura 203 mostra a distribuição da deformação de arrancamento em função do comprimento de sobreposição para as diferentes folgas – alterando o comprimento da zona de sobreposição.



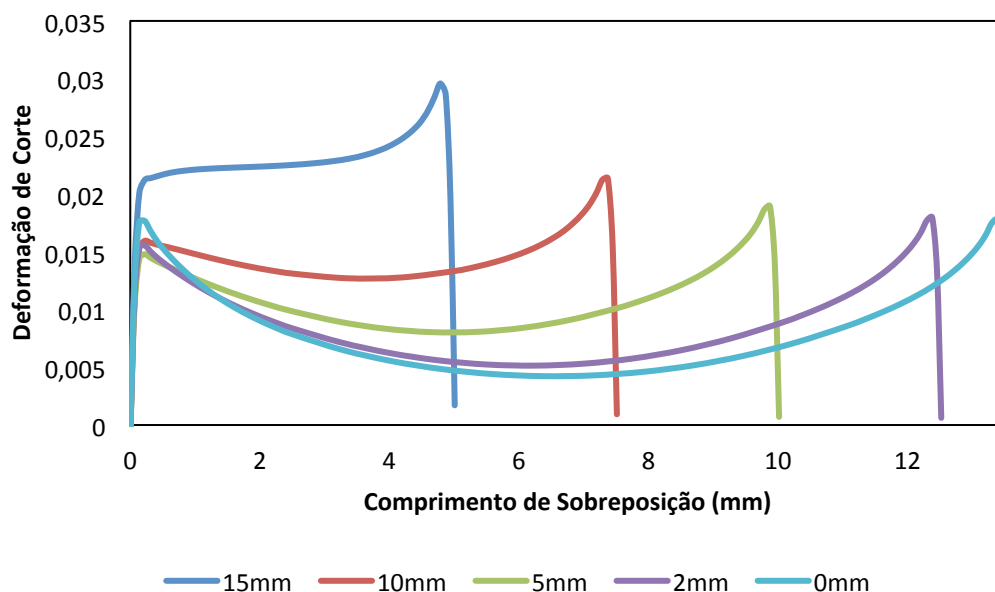
**Figura 203 - Comparação dos valores de deformação de arrancamento, para os diferentes valores de folga alterando o comprimento de sobreposição.**

Na tabela 107 estão representados os valores máximos da deformação de arrancamento nos pontos A e B para os diferentes valores de folga – alteração do comprimento de sobreposição.

**Tabela 107 - Comparação dos valores máximos de deformação de arrancamento, para as diferentes folgas, variando o comprimento de sobreposição.**

Varição da Folga - Adesivo	Ponto A	Ponto B
0	-0.007	0.013
2	-0.004	0.008
5	-0.004	0.007
10	-0.003	0.007
15	-0.003	0.006

A figura 204 mostra a distribuição da deformação de corte em função do comprimento de sobreposição para as diferentes folgas – alterando o comprimento da zona de sobreposição.



**Figura 204 - Comparação dos valores de deformação de corte, para os diferentes valores de folga alterando o comprimento de sobreposição.**

Na tabela 108 estão representados os valores máximos da deformação de corte nos pontos A e B para os diferentes valores de folga – alteração do comprimento de sobreposição.

**Tabela 108 - Comparação dos valores máximos de deformação de corte, para as diferentes folgas, variando o comprimento de sobreposição.**

Variação da Folga - Adesivo	Ponto A	Ponto B
0	0.023	0.030
2	0.016	0.021
5	0.015	0.019
10	0.016	0.018
15	0.018	0.018

Para os gráficos acima tem-se:

- Ao aumentar-se a folga diminuindo para isso o comprimento de sobreposição, verifica-se que a tensão de Von Mises aumenta tanto nas extremidades da junta como no seu centro. Ao se diminuir a folga tem-se uma diminuição de aproximadamente 20 %;
- Ao se aumentar a folga diminuindo o comprimento de sobreposição, como seria de esperar as tensões de arrancamento vão aumentar. No que diz respeito à tensão de arrancamento tractiva tem-se um aumento de 44 %, enquanto a tensão de arrancamento de compressão tem um aumento de 73%.
- Ao se aumentar a folga diminuindo o comprimento de sobreposição, como seria de esperar as tensões de corte vão aumentar. No que diz respeito à tensão de corte no ponto A tem-se um aumento de 18 %, relativamente à tensão de corte no ponto B tem-se um aumento de 33%.
- A distribuição da deformação de arrancamento é idêntica à distribuição da tensão de arrancamento. Se se aumentar a folga diminuindo o comprimento de sobreposição, a deformação aumenta como seria de esperar.
- A distribuição da deformação de corte segue a distribuição da tensão de corte.

A figura 205 representa o gráfico da curva de tendência para as tensões máximas de arrancamento e corte relativamente ao comprimento da folga alterando para isso o comprimento de sobreposição.

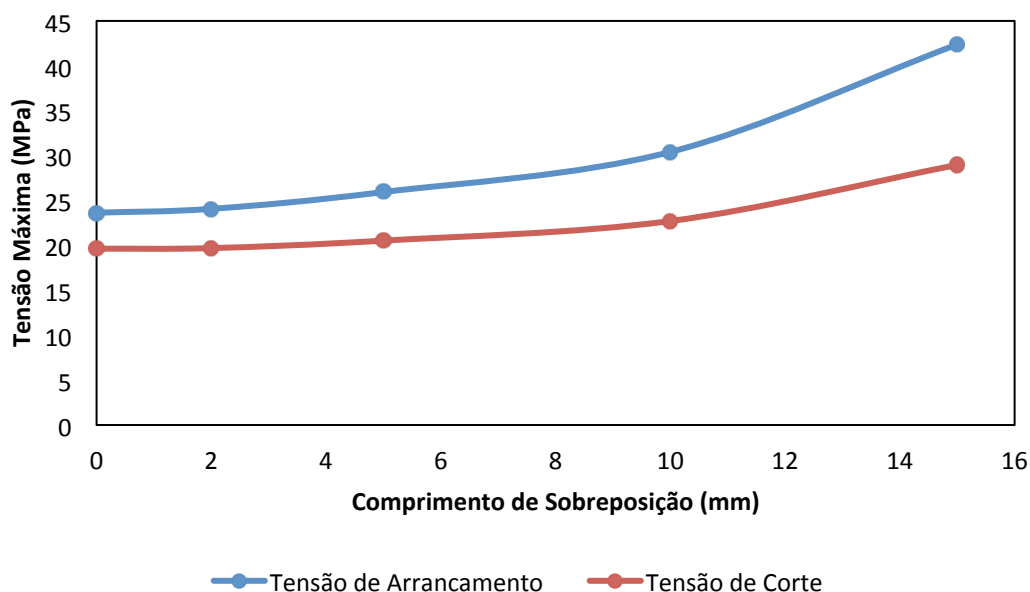


Figura 205 – Curva de tendência para a variação da folga variando a sobreposição.

Ao se analisar a curva de tendência, verifica-se que ao aumentar-se a folga e usando para isso a diminuição do comprimento de sobreposição, verifica-se que a tensão máxima de arrancamento e de corte tendem a aumentar.

#### Comparação das mesmas Folgas, pelos dois métodos – Aumento do Comprimento do Aderente, e Redução da Zona Sobreposta.

Foi analisado a variação da folga na junta dupla, e para isso foram estudados dois métodos. O da diminuição do comprimento de sobreposição e o do aumento do aderente exterior.

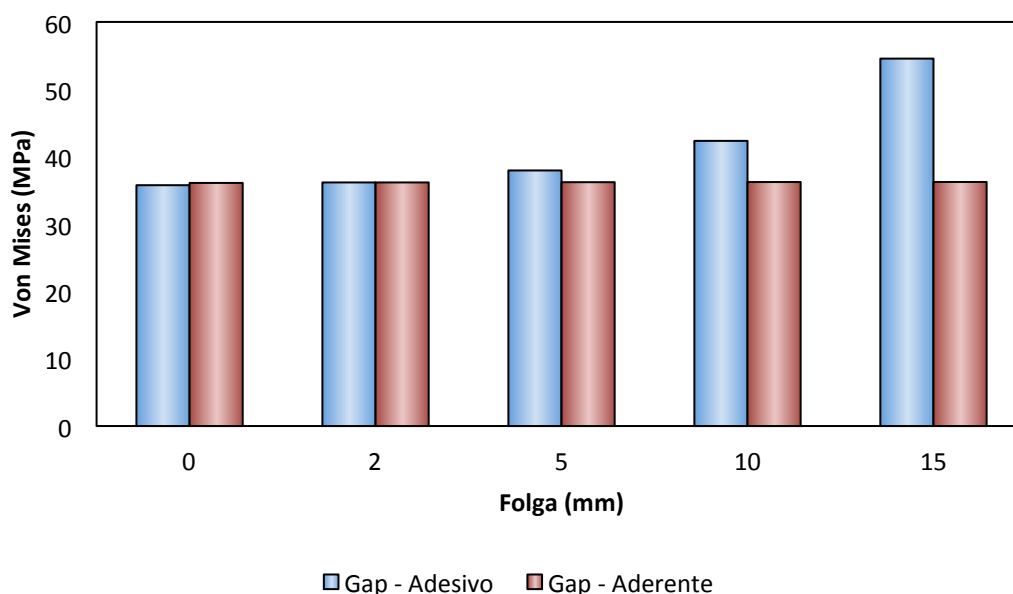


Figura 206 – Comparação dos valores máximos de tensão de Von Mises para várias folgas, usando dois métodos diferentes.

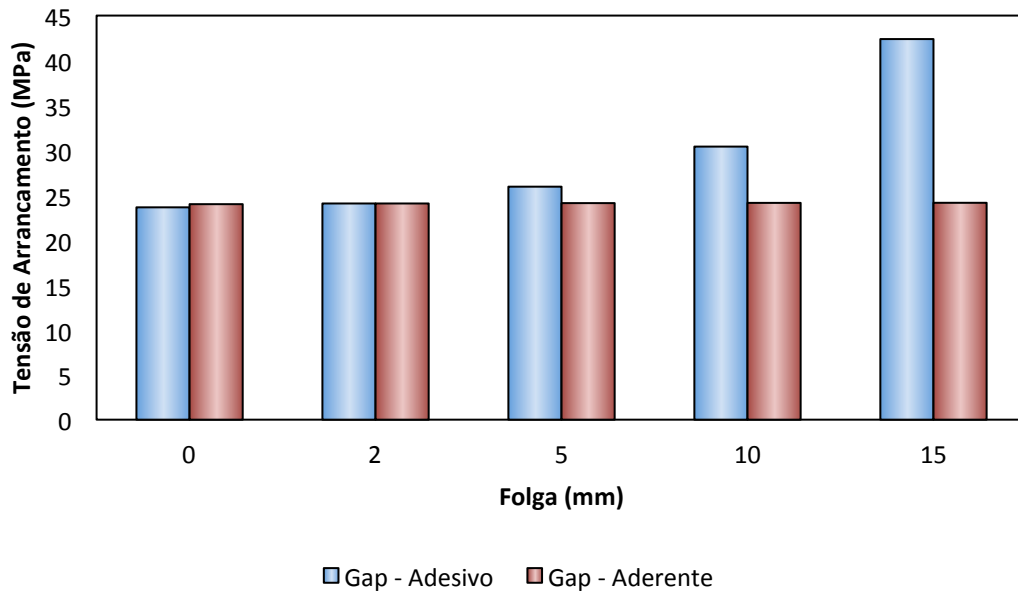


Figura 207 - Comparação dos valores máximos de tensão de arrancamento para várias folgas, usando dois métodos diferentes.

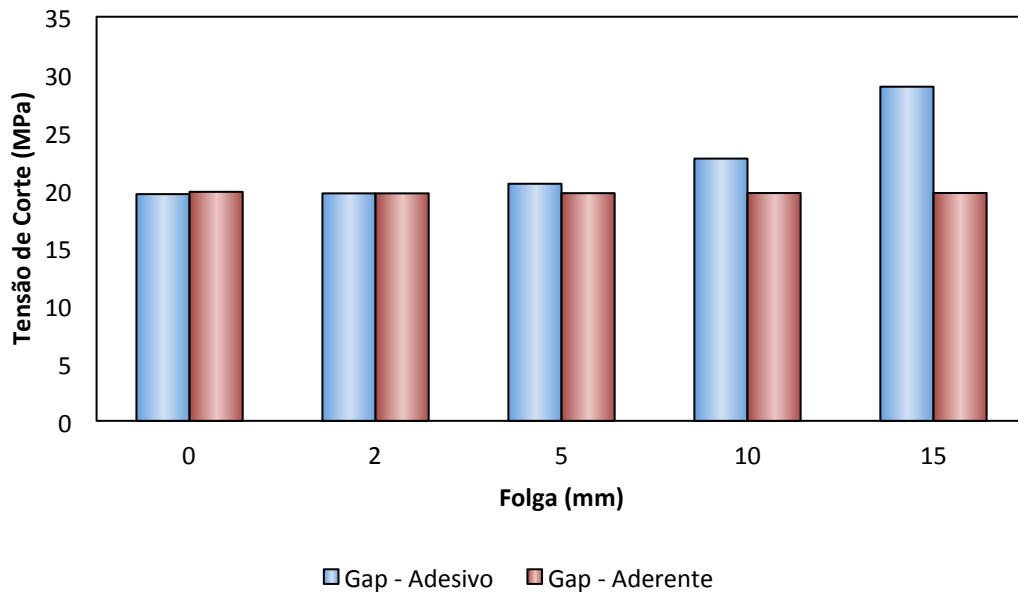


Figura 208 - Comparação dos valores máximos de tensão de corte para várias folgas, usando dois métodos diferentes.

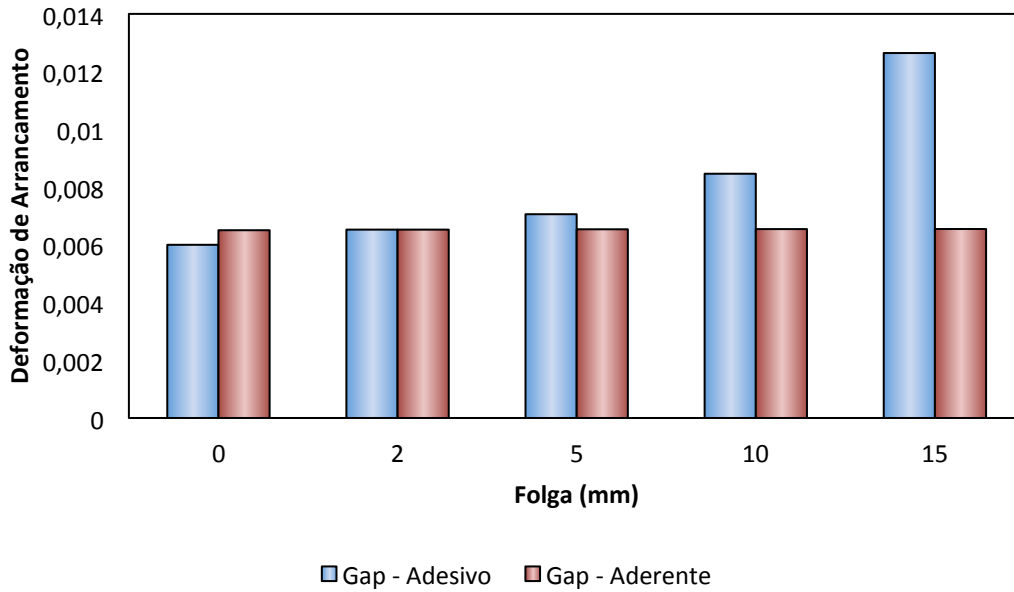


Figura 209 - Comparação dos valores máximos de deformação de arrancamento para várias folgas, usando dois métodos diferentes.

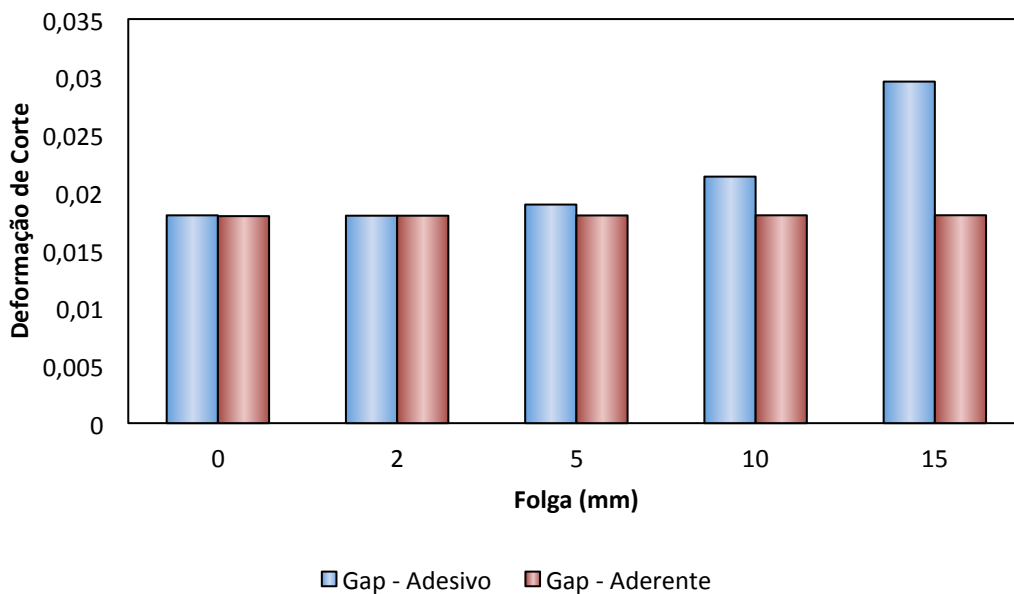


Figura 210 – Comparação dos valores máximos de deformação de corte para várias folgas, usando dois métodos diferentes.

Pelos gráficos acima expostos, tem-se:

- O critério da diminuição do comprimento de sobreposição, só apresenta um resultado vantajoso em relação ao aumento do comprimento do aderente exterior para quando não existe folga. Para valores de folga de 2 mm as tensões máximas de Von Mises são iguais. Após os 2 mm de folga, a tensão máxima de Von Mises é sempre inferior quando se aumenta o comprimento do aderente exterior. A diferença máxima de valores dá-se na folga de 15 mm.
- Tanto as tensões como as deformações de arrancamento e de corte apresentam rigorosamente o mesmo comportamento da tensão de Von Mises, mas para valores de magnitude diferentes.

### Comparação Elasto-Plástico vs. Elástico

Em baixo irá ser feita uma comparação da análise efectuada tendo em conta o comportamento elástico e tendo em conta o comportamento elasto-plástico do adesivo.

A figura 211 compara a distribuição da tensão de Von Mises em função do comprimento de sobreposição relativamente à análise elástica e elasto-plástica.

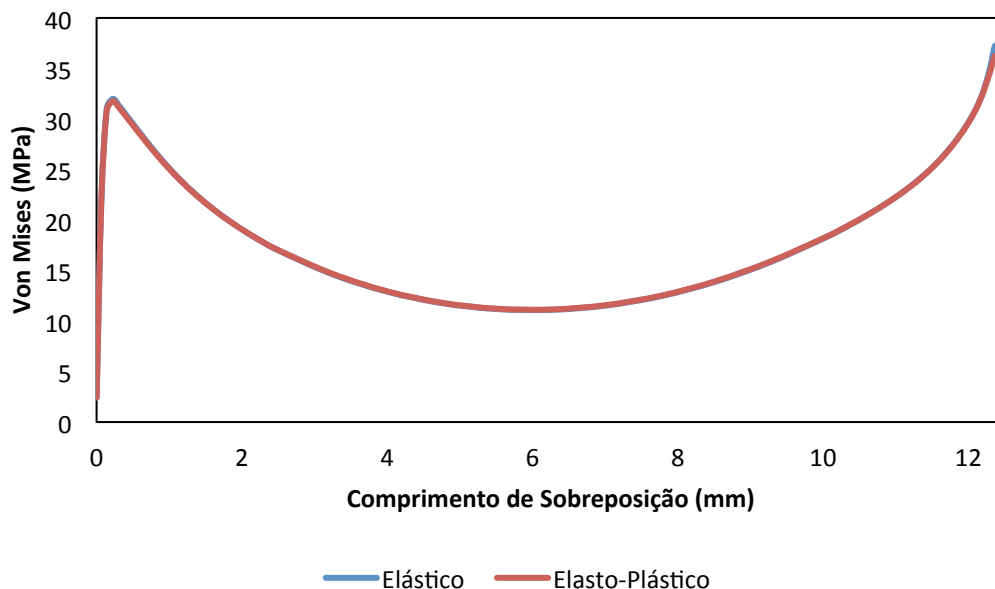


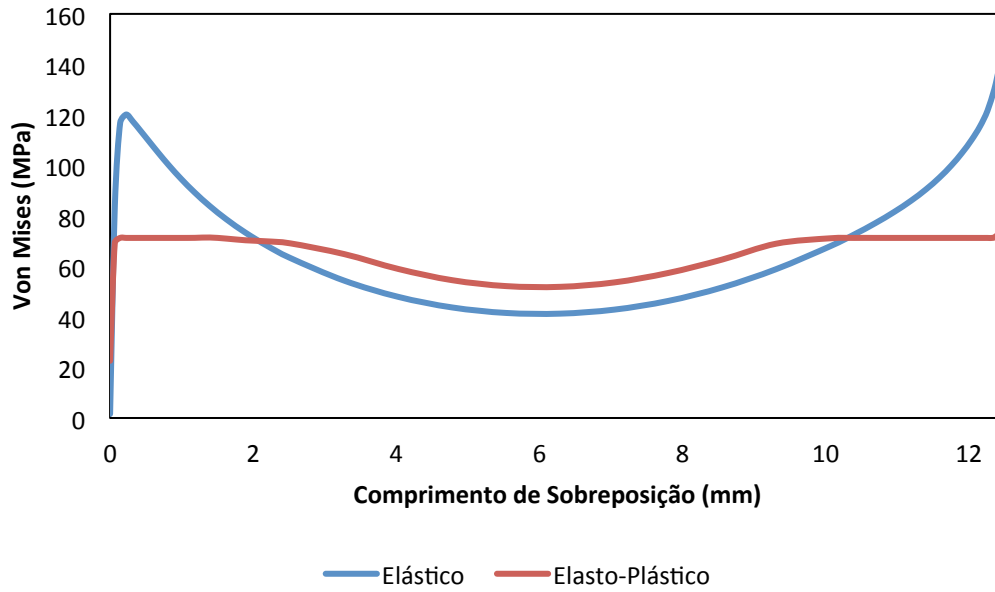
Figura 211 – Comparação da tensão de Von Mises entre a análise elástica e a análise elasto-plástico para a junta dupla.

Na tabela 109 estão representados os valores máximos da tensão de Von Mises nos pontos A e B para o comportamento elástico e o comportamento elasto-plástico.

Tabela 109 - Comparação dos valores máximos da tensão de Von Mises (MPa), entre a análise elástica e a análise elasto-plástica.

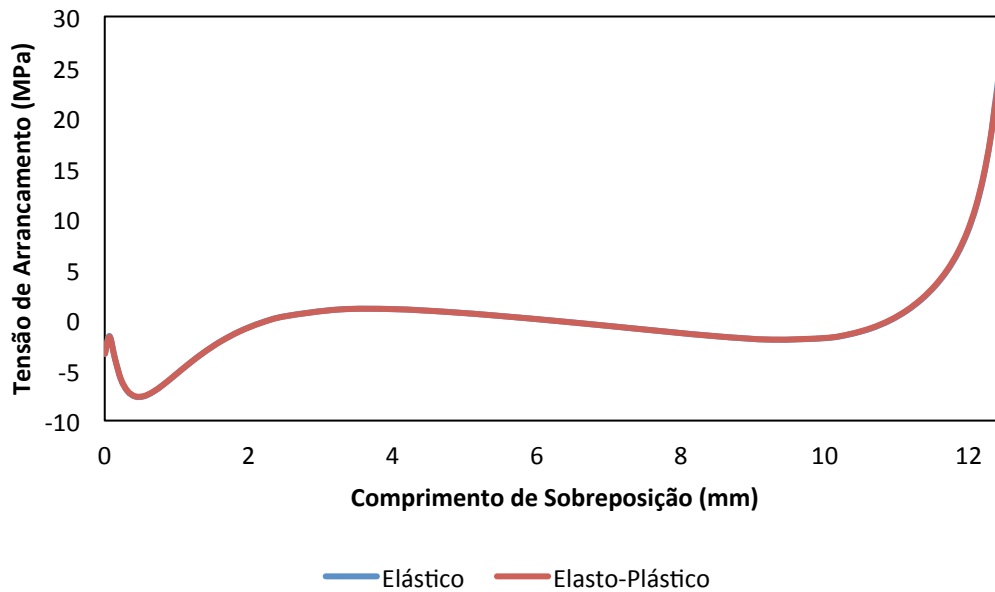
	Ponto A	Ponto B
Elástico	31.996	37.266
Elasto-Plástico	31.785	36.168

Para este caso vê-se que tanto a análise elástica como a elasto-plástica apresenta resultados bastante semelhantes. Isto acontece porque na análise efectuada o carregamento não era o suficiente para que o adesivo plastificasse. Como se pode ver pela figura 212, se se aplicar um carregamento que faça o adesivo entrar em plastificação, constata-se que o caso elasto-plástico é bastante mais exacto nos resultados do que a junta com comportamento elástico.



**Figura 212 - Comparação da tensão de Von Mises entre a análise elástica e a análise elasto-plástica para a junta dupla.**

A figura 213 compara a distribuição da tensão de arrancamento em função do comprimento de sobreposição relativamente à análise elástica e elasto-plástica.



**Figura 213 - Comparação da tensão de arrancamento entre a análise elástica e a análise elasto-plástica para a junta dupla.**

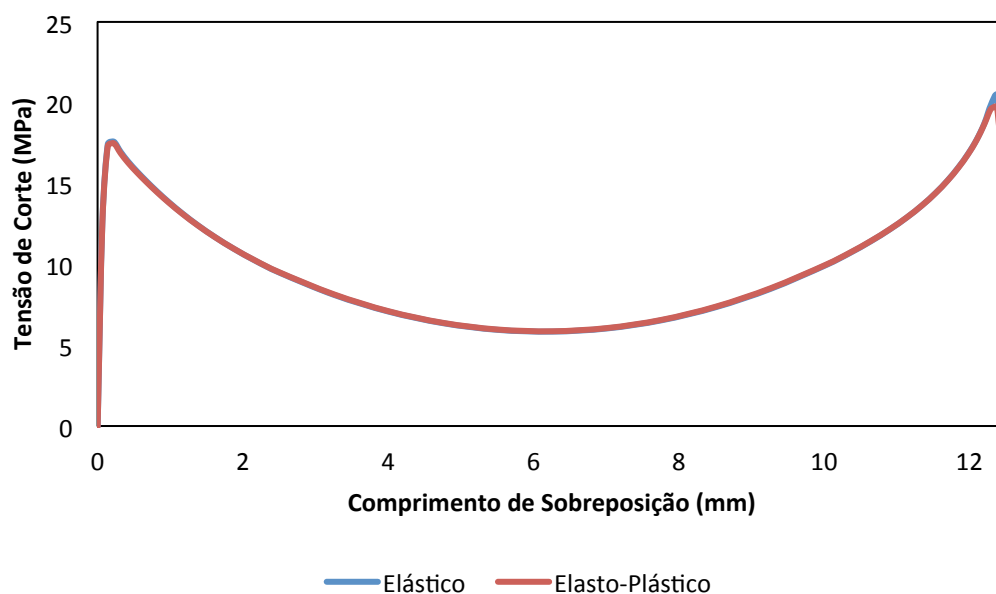
Na tabela 110 estão representados os valores máximos da tensão de arrancamento nos pontos A e B para o comportamento elástico e o comportamento elasto-plástico.

**Tabela 110 - Comparação dos valores máximos da tensão de arrancamento (MPa), entre a análise elástica e a análise elasto-plástica.**

	Ponto A	Ponto B
Elástico	-7.625	25.102
Elasto-Plástico	-7.592	24.074

Tanto o caso elástico como o caso elasto-plástico para o carregamento aplicado obtêm os mesmos valores de tensões e a mesma distribuição de tensão na linha média do adesivo.

A figura 214 compara a distribuição da tensão de corte em função do comprimento de sobreposição relativamente à análise elástica e elasto-plástica.



**Figura 214 - Comparação da tensão de corte entre a análise elástica e a análise elasto-plástica para a junta dupla.**

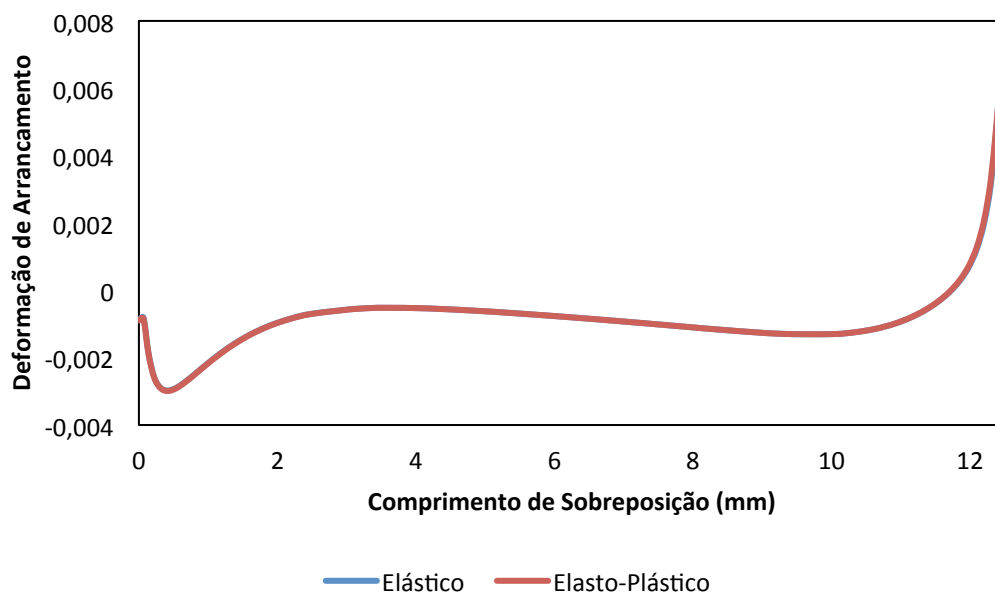
Na tabela 111 estão representados os valores máximos da tensão de corte nos pontos A e B para o comportamento elástico e o comportamento elasto-plástico.

**Tabela 111 - Comparação dos valores máximos da tensão de corte (MPa), entre a análise elástica e a análise elasto-plástica.**

	Ponto A	Ponto B
Elástico	17.594	20.436
Elasto-Plástico	17.494	19.702

Devido ao facto de o adesivo não entrar em cedência com o carregamento aplicado, a análise elástica e a elasto-plástica apresentam valores idênticos.

A figura 215 compara a distribuição da deformação de arrancamento em função do comprimento de sobreposição relativamente à análise elástica e elasto-plástica.



**Figura 215 - Comparação da deformação de arrancamento entre a análise elástica e a análise elasto-plástico para a junta dupla.**

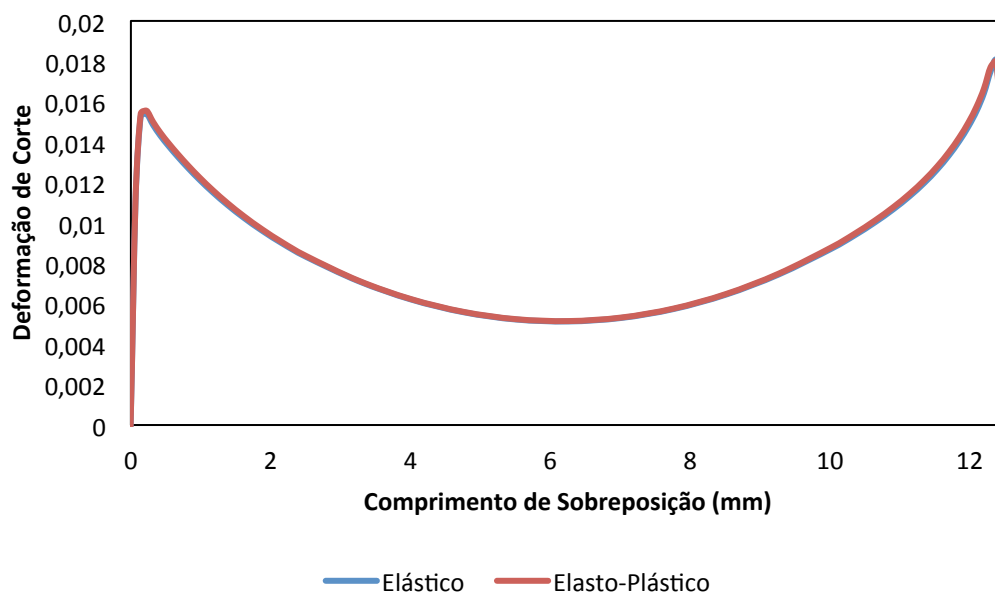
Na tabela 112 estão representados os valores máximos da deformação de arrancamento nos pontos A e B para o comportamento elástico e o comportamento elasto-plástico.

**Tabela 112 - Comparação dos valores máximos da deformação de arrancamento, entre a análise elástica e a análise elasto-plástica.**

	Ponto A	Ponto B
Elástico	-0.003	0.007
Elasto-Plástico	-0.003	0.007

Os valores da deformação de arrancamento são idênticos devido ao facto de o adesivo não entrar em cedência.

A figura 216 compara a distribuição da deformação de corte em função do comprimento de sobreposição relativamente à análise elástica e elasto-plástica.



**Figura 216 - Comparação da deformação de corte entre a análise elástica e a análise elasto-plástica para a junta dupla.**

Na tabela 113 estão representados os valores máximos da deformação de corte nos pontos A e B para o comportamento elástico e o comportamento elasto-plástico.

**Tabela 113 - Comparação dos valores máximos da deformação de corte, entre a análise elástica e a análise elasto-plástica.**

	<b>Ponto A</b>	<b>Ponto B</b>
Elástico	0.015	0.018
Elasto-Plástico	0.016	0.018

Visto que a junta não entra em cedência, tanto a análise elástica como a elasto-plástica têm valores idênticos.

## 6.2. Análise da Resistência da Junta e dos Modos de Falha

Nesta subsecção serão discutidos os resultados obtidos referentes à resistência de uma junta simples e de uma junta dupla assim como aos seus modos de falha, para um adesivo frágil (AV138) e para um adesivo dúctil (SikaForce 7888).

### 6.2.1. Junta Simples

O estudo para a junta simples como referido foi feito para um adesivo frágil e para um adesivo dúctil. A análise é feita tendo em conta uma variação do comprimento de sobreposição da junta.

#### Alteração do Comprimento

##### Adesivo Frágil

###### a) Validação

Abaixo pode-se ver a validação dos vários métodos quando comparados com os valores experimentais do artigo [84].

A figura 217 mostra o valor da força de rotura máxima usando dois métodos diferentes para a junta simples colada por um adesivo frágil, relativamente ao seu comprimento de sobreposição.

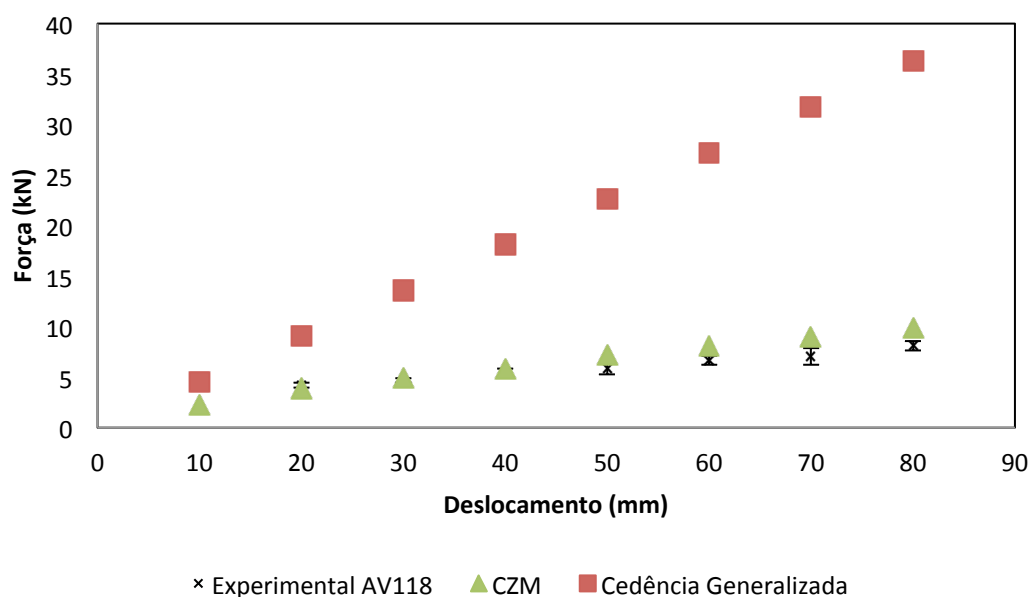


Figura 217 – Comparação dos resultados obtidos pelos diferentes métodos.

Na tabela 114 são apresentados os valores da figura 218, para o adesivo frágil Araldite AV 138.

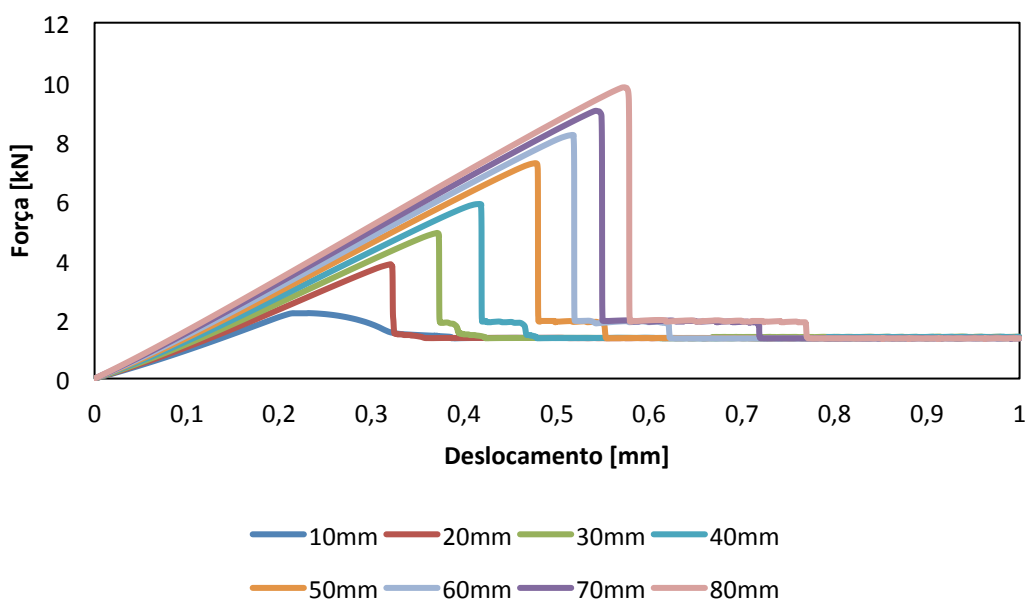
Tabela 114 – Resultados obtidos pelos diferentes métodos.

Comprimento de Sobreposição (mm)	Experimental	Cedência Generalizada	CZM
10	4.18	4.53	2.21
20	4.21	9.06	3.86
30	4.67	13.59	4.91
40	5.38	18.12	5.88
50	5.87	22.65	7.26
60	6.67	27.18	8.12
70	7.06	31.71	9.03
80	8.11	36.24	9.82

Verifica-se que o critério da cedência generalizada não é um critério útil para prever a força de rotura para adesivos frágeis, pois só prevê correctamente a força de rotura para a sobreposição de 10 mm, após a qual prevê sempre uma força de rotura superior, no caso da sobreposição de 80 mm apresenta um erro de aproximadamente 78%. Já o CZM prevê com alguma precisão força de rotura como se pode ver pela figura 217. A maior diferença acontece para a sobreposição de 70 mm – 22%. De realçar que o CZM não é um critério conservativo pois prevê a partir da sobreposição de 30 mm forças de roturas superiores às que foram obtidas experimentalmente.

#### b) Resistência da junta

A figura 218 consiste na comparação dos gráficos da curva de força vs. deslocamento para todos os comportamentos de sobreposição.



**Figura 218 - Gráfico da curva de Força vs. Deslocamento obtido através da simulação de um ensaio de tracção para os diferentes comprimentos de sobreposição.**

À medida que se aumenta a sobreposição a força necessária à rotura da junta aumenta assim como o seu deslocamento. A junta com o maior comprimento de sobreposição é então mais resistente do que a junta de menor comprimento de sobreposição. Pode-se também verificar pelo gráfico que o adesivo usado é o adesivo frágil, pois após a força máxima a junta rompe completamente.

#### c) Modos de Falha

A tabela 115 mostra os modos de falha obtidos na simulação para os valores do artigo relativamente ao adesivo frágil. Como se pode ver estes modos de falha não são os correctos, porque experimentalmente para a sobreposição de 10 e 20 mm, foram obtidas roturas coesivas. Em contacto com um dos autores do artigo, conclui-se que os valores usados na simulação não estavam actualizados no artigo.

Tabela 115 – Modos de falha obtidos para o adesivo AV138.

Comprimento de Sobreposição (mm)	Modo de Falha
10	Interlaminar
20	Interlaminar
30	Interlaminar
40	Interlaminar
50	Interlaminar
60	Interlaminar
70	Interlaminar
80	Interlaminar

A figura 219 mostra o tipo de rotura encontrado usando o CZM para um comprimento de sobreposição de 10 mm.

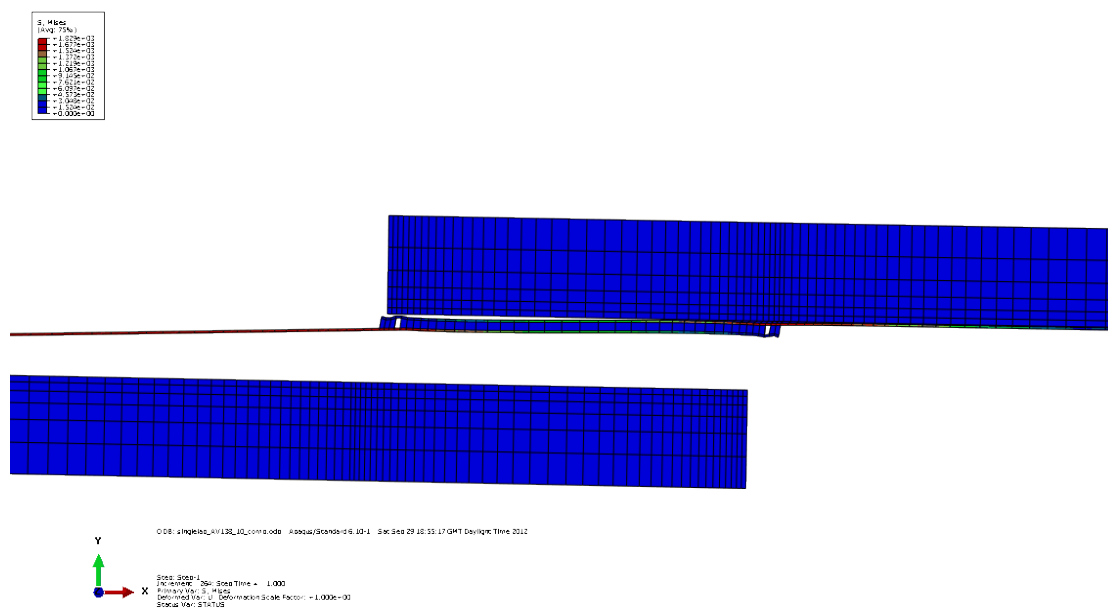


Figura 219 – Modo de falha para a junta simples com um comprimento de sobreposição de 10 mm.

## Adesivo Dúctil

### a) Validação

Os valores obtidos pelos vários métodos são expostos na figura 220 de forma a poderem ser comparados.

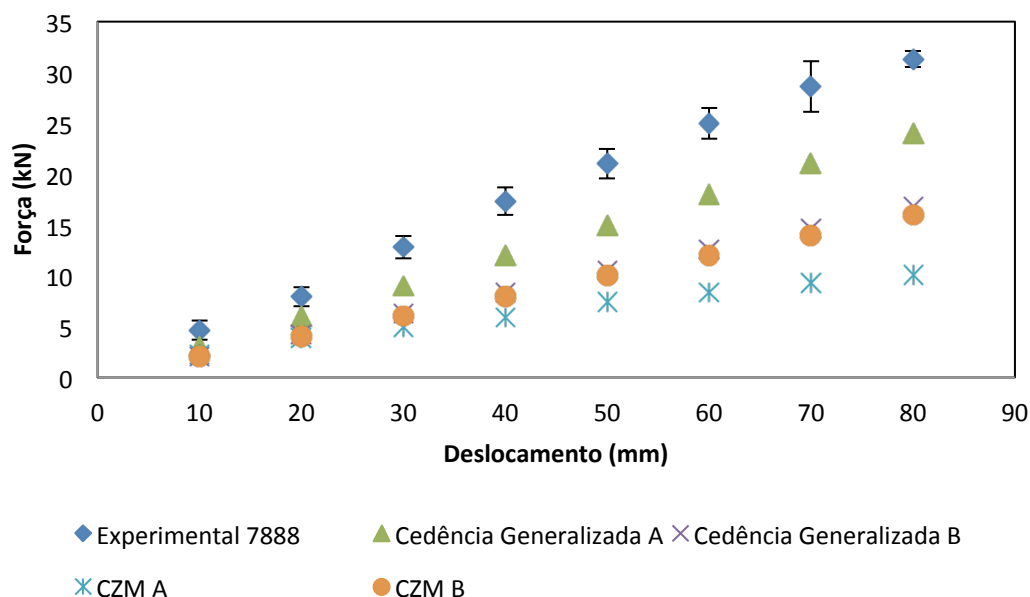


Figura 220 – Comparação dos resultados obtidos pelo método de cedência generalizada e pelo método experimental.

A tabela 116 mostra os valores obtidos para a força de rotura máxima pelos diferentes métodos usados.

Tabela 116 - Resultados obtidos pelos diferentes métodos.

Comprimento de Sobreposição (mm)	Experimental	Cedência Generalizada A	Cedência Generalizada B	CZM A	CZM B
10	4.66	3	2.1	2.24	2.07
20	7.95	6	4.2	3.91	4.03
30	12.82	9	6.3	4.97	6.07
40	17.33	12	8.4	5.95	7.99
50	21.04	15	10.5	7.44	10.02
60	24.97	18	12.6	8.39	12.00
70	28.62	21	14.7	9.29	14.00
80	31.31	24	16.8	10.08	16.00

NOTA: A coluna CZM A diz respeito aos valores do artigo, enquanto a coluna CZM B diz respeito aos novos valores.

Usando os valores do artigo, verifica-se que o critério de cedência generalizada prevê com alguma precisão a força de rotura da junta simples quando usado um adesivo dúctil, o erro máximo encontra-se no comprimento de sobreposição de 10mm e é da ordem dos 36%. Já o critério CZM não prevê com precisão os valores da força de rotura para o adesivo dúctil. Para um comprimento de sobreposição de 80mm a diferença de valores é na ordem dos 68%. À medida que o comprimento de sobreposição aumenta, a diferença de valores entre a análise experimental e o critério CZM também aumenta, o que pode ser explicado com o aumento dos gradientes das tensões de corte que aumentam com o aumento

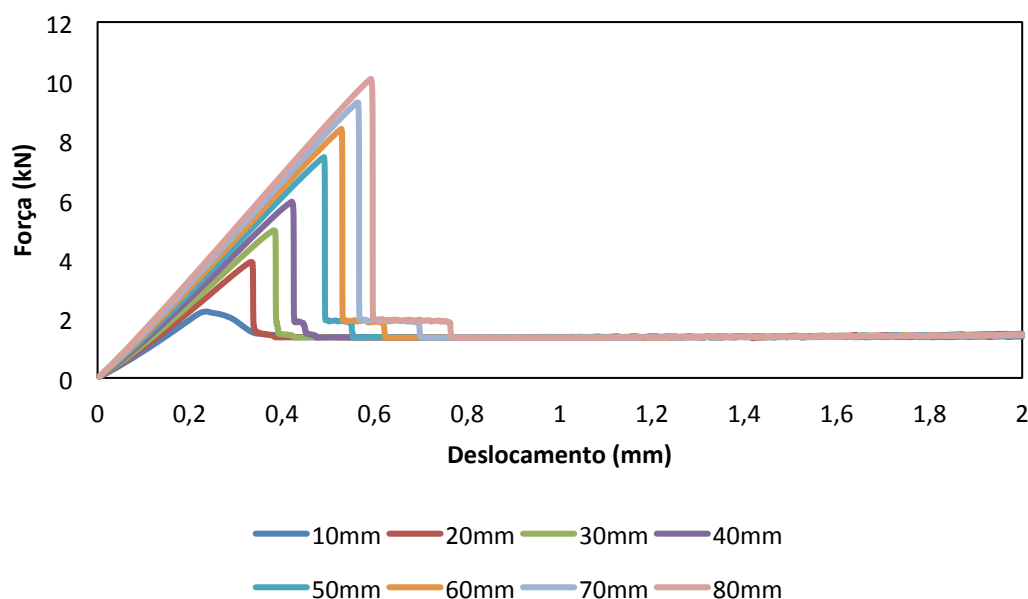
da sobreposição devido aos efeitos do aumento da deformação diferencial dos aderentes na zona de sobreposição, em razão de uma maior sobreposição e aumento dos esforços transmitidos.

A diferença entre os valores de rotura e obtidos pela simulação CZM e a parte experimental deve-se em grande parte como se verificou anteriormente ao uso de uma lei coesiva triangular para a simulação de um adesivo com elevada ductilidade. Para grandes valores de  $G_s^o$  e  $G_n^o$ , as leis coesivas apresentam uma zona de amaciamento de tensões de dimensões consideráveis na qual o nível de tensões reduz linearmente para zero, quando na realidade deveria existir um patamar de tensões. Dado isto, aquando da rotura o nível de tensões e de transmissão de esforços pelo adesivo é bastante inferior ao real.

Verifica-se também para os novos valores que apesar da análise CZM apresentar uma melhor previsão – apesar de ainda se encontrar longe dos valores experimentais – o critério da cedência generalizada diminui, diminuindo assim a precisão ao prever a força máxima de rotura da junta. Consegue-se também perceber que com esta alteração os valores obtidos pela cedência generalizada e pelo critério CZM são bastante idênticos e prevêem os mesmos valores de força máxima para a junta. Relativamente a este novos dados tem-se que o erro máximo do novo critério de cedência é de 55% para o comprimento de sobreposição de 10 mm e o do CZM é de 56% também para o valor de sobreposição de 10 mm.

#### b) Resistência da Junta

A figura 221 representa as curvas de força vs. deslocamento obtidas através de um ensaio de tracção para o adesivo dúctil estudado.



**Figura 221 - Gráfico da curva de Força vs. Deslocamento obtida através da simulação de um ensaio de tracção para os diferentes comprimentos de sobreposição para um adesivo dúctil.**

Como se pode observar pelo gráfico, os valores do artigo usados nesta simulação não são os mais correctos, porque o adesivo não demonstra um comportamento dúctil, mas sim um comportamento frágil, pois após ser atingida a força máxima de rotura, a junta rompe por completo. De referir mais uma vez que em contacto com um dos autores do artigo, foi referido que os valores usados para a obtenção dos valores presentes no artigo não foram depois actualizados no mesmo. Da mesma forma como as curvas da figura 222 não estão coerentes, também os modos de falha para estes valores não são os correctos como se pode ver pela tabela 115. Posto isto decidiu-se realizar iterações alterando os valores da tensão de rotura de corte de modo a se obter uns resultados mais coerentes, e para se perceber quais valores alteram os modos de falha da junta.

A figura 222 apresenta as curvas do ensaio de tracção para os novos valores usados. Estes valores encontram-se na tabela 117.

Tabela 117 – Novos valores usados na simulação.

Propriedades	SikaForce 7888	Interlaminar
E (GPa)	1.89	-
G (GPa)	0.727	-
$K_1$ (N/mm <sup>3</sup> )	-	10 <sup>6</sup>
$K_2$ (N/mm <sup>3</sup> )	-	10 <sup>6</sup>
$t_n^o$ (MPa)	28.60	25.00
$t_s^o$ (MPa)	14.00	17.00
$G_n^o$ (N/mm)	0.7023	0.33
$G_s^o$ (N/mm)	8.72	0.79

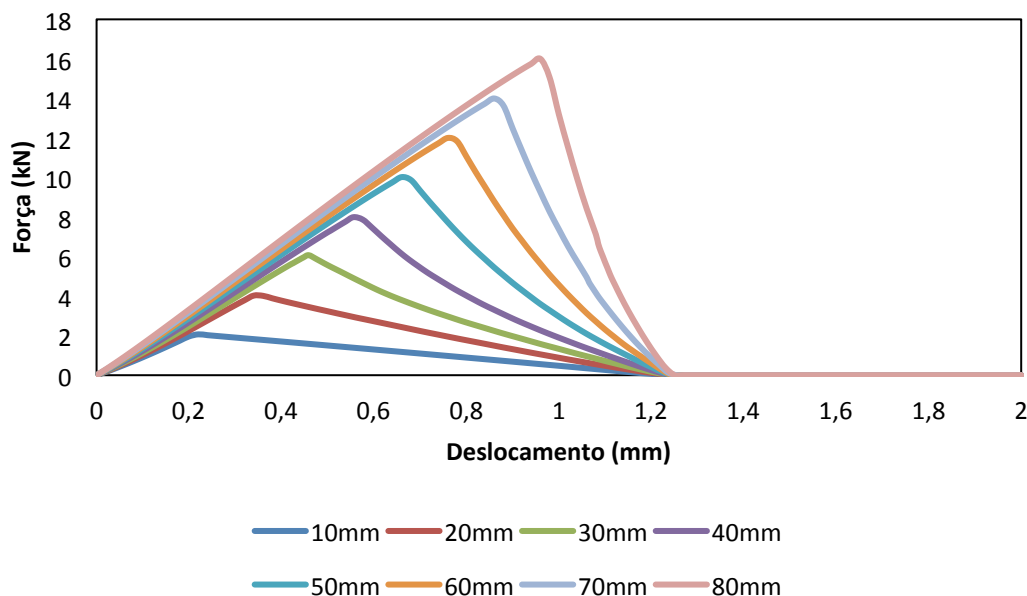


Figura 222 - Gráfico da curva de Força vs. Deslocamento obtida através da simulação de um ensaio de tracção para os diferentes comprimentos de sobreposição para um adesivo dúctil com novos valores.

Pode-se verificar que com esta nova simulação a curva do ensaio de tracção já se encontra com um comportamento coerente, pois ao atingir-se o valor de força máxima, a junta não rompe logo na totalidade. Nota-se uma zona de amaciamento até atingir a rotura final.

d) Modos de Falha

A tabela 118 mostra os modos de falha obtidos na simulação para os valores do artigo relativamente ao adesivo frágil. Como se pode ver, e como já foi referido anteriormente, estes modos de falha não são os correctos, porque experimentalmente em todas as sobreposições foram obtidas roturas coesivas. Em contacto com um dos autores do artigo, conclui-se que os valores usados na simulação não estavam actualizados no artigo.

Tabela 118 – Modos de falha obtidos para o adesivo SikaForce 7888 para os valores do artigo.

Comprimento de Sobreposição (mm)	Modo de Falha
10	Interlaminar
20	Interlaminar
30	Interlaminar
40	Interlaminar
50	Interlaminar
60	Interlaminar
70	Interlaminar
80	Interlaminar

A tabela 119 mostra os resultados obtidos com os novos valores. Como se pode verificar os modos de falha obtidos com estes novos valores são os obtidos experimentalmente, ou seja, falha no adesivo para todos os comprimentos de sobreposição.

Tabela 119 - Modos de falha obtidos para o adesivo SikaForce 7888 para os novos valores.

Comprimento de Sobreposição (mm)	Modo de Falha
10	Adesivo
20	Adesivo
30	Adesivo
40	Adesivo
50	Adesivo
60	Adesivo
70	Adesivo
80	Adesivo

### 6.2.2. Junta Dupla

De seguida irá se realizar a mesma análise feita anteriormente, mas para o caso de uma junta sobreposta dupla.

#### Alteração do Comprimento de Sobreposição

##### Adesivo Frágil

Para o adesivo frágil a análise foi também dividida, na resistência da junta e nos seus modos de falha.

##### a) Resistência da Junta

A figura 223 representa as curvas de força vs. deslocamento obtidas através do método CZM para os diferentes comprimentos de sobreposição.

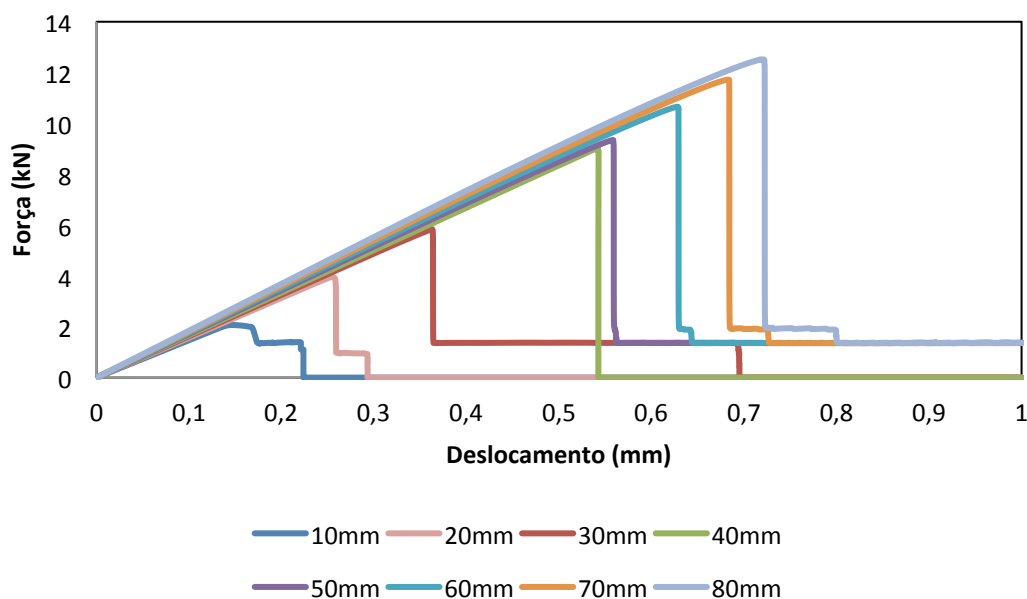


Figura 223 - Gráfico de força vs. Deslocamento para os diferentes comprimentos de sobreposição pelo método CZM.

Através da análise destas curvas, pode-se verificar como seria de esperar que estas curvas representam o comportamento frágil, em que após ser atingido o valor de força máxima a junta rompe. Percebe-se que a junta de maior comprimento de sobreposição possui a maior força máxima até atingir a rotura, na ordem dos 12,52 kN. O maior aumento de resistência acontece na alteração do comprimento de 30mm para 40mm.

**Tabela 120 - Resultados obtidos pelos diferentes métodos.**

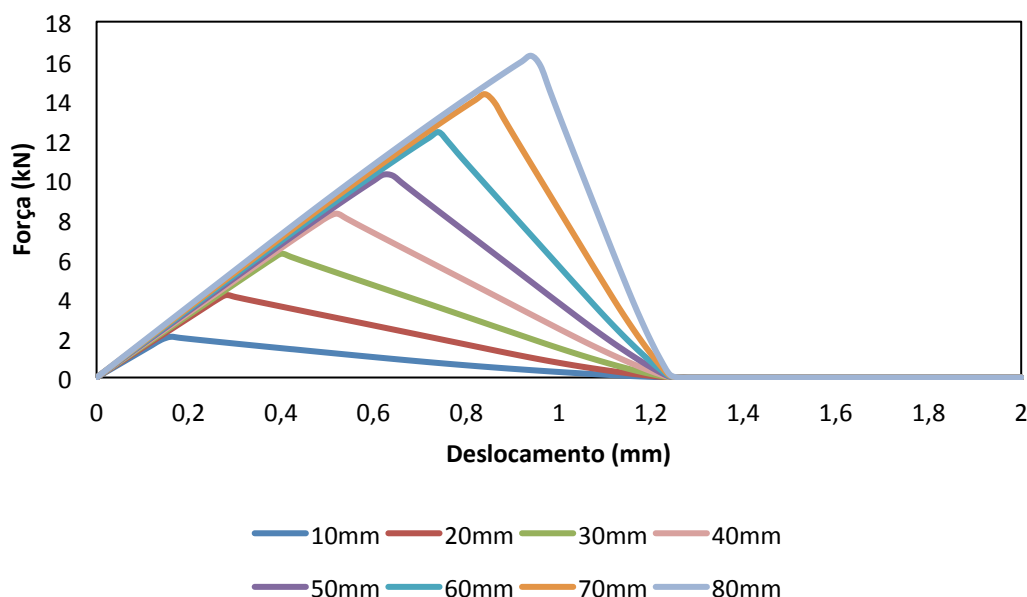
Comprimento da Sobreposição (mm)	Cedência Generalizada	CZM
10	9.06	2.07
20	18.12	3.97
30	27.18	5.83
40	36.24	9.05
50	45.3	9.35
60	54.36	10.66
70	63.42	11.72
80	72.48	12.52

Pela tabela pode-se verificar que existe uma grande diferença entre os valores previstos pela cedência generalizada e pelo critério CZM, aumentando a diferença à medida que se aumenta o comprimento de sobreposição. O erro máximo é de 82.3% para a junta com um comprimento de 80 mm. Sem uma análise experimental torna-se difícil referir qual o melhor critério, mas pelo que foi analisado para a junta simples pode-se prever que o critério CZM seja o que esteja mais próximo dos valores correctos, sendo para os adesivos frágeis o critério da cedência generalizada um critério muito conservativo.

### Adesivo Dúctil

#### a) Resistência da Junta

A figura 224 representa as curvas de força vs. deslocamento obtidas através do método CZM para os diferentes comprimentos de sobreposição para o adesivo dúctil.



**Figura 224 - Gráfico da curva de Força vs. Deslocamento obtida através da simulação de um ensaio de tracção para uma junta dupla considerando diferentes comprimentos de sobreposição para um adesivo dúctil com novos valores.**

Pode-se verificar que o gráfico apresenta um comportamento de adesivo dúctil, pois não rompe totalmente após atingir a força máxima. Verifica-se que para o maior comprimento se tem a maior força de rotura. Todas as juntas analisadas tem o mesmo deslocamento.

**Tabela 121 - Resultados obtidos pelos diferentes métodos para o adesivo SikaForce 7888.**

<b>Comprimento de Sobreposição (mm)</b>	<b>Cedência Generalizada</b>	<b>CZM</b>
10	6	2.06
20	12	4.17
30	18	6.26
40	24	8.29
50	30	10.26
60	36	12.41
70	42	14.33
80	48	16.27

Ao analisar a tabela 121 mais uma vez é difícil concluir qual o melhor método para prever a força de rotura da junta. Ao se ter em consideração os resultados obtidos, verifica-se que os resultados obtidos pelo critério CZM para a junta dupla são bastante idênticos aos da junta simples, logo este método não é o mais acertado para o cálculo da força de rotura, pois a junta dupla é consideravelmente mais resistente do que a junta simples. Relativamente aos valores do critério de cedência é difícil de dizer se são os ideais, conservativos ou não, sem uma análise experimental. Mas constata-se que existe uma diferença significativa entre estes dois métodos que aumenta à medida que se aumenta o comprimento de sobreposição da junta.



## 7. Conclusões

Nesta dissertação pretendeu-se analisar dois dos tipos mais comuns de juntas sobrepostas, a simples e a dupla. Estas juntas foram estudadas relativamente às suas tensões e deformações e à sua resistência e respectivos modos de falha. Na análise de tensões foi estudada a influência de determinados parâmetros nas distribuições das tensões e deformações de ambas as juntas. O trabalho apresentado foi realizado numericamente usando o MEF, com recurso ao software ABAQUS®. Os modelos usados são bidimensionais, apresentando uma aproximação às geometrias tridimensionais. Têm como limitação o facto de não terem em conta algumas componentes de tensão que são observadas tridimensionalmente. A análise bidimensional tem bastante menor peso computacional do que a análise tridimensional.

No capítulo referente à análise de tensões das juntas, foram analisadas as diferentes distribuições de tensões e deformações nas juntas simples e nas juntas duplas. Foram alterados factores como a sequência de empilhamento, a espessura do adesivo, a espessura do aderente, o uso do filete no aderente e a variação do carregamento.

Conclui-se para a junta simples:

- Caso haja um aumento da espessura do adesivo, tanto as tensões e deformações de corte e arrancamento, como a tensão de Von Mises, diminuem. De notar que para uma espessura fina da camada do adesivo, esta pode não ter uma molhagem eficiente, mas o adesivo também não deverá ser muito espesso, pois aumenta a probabilidade de defeitos na colagem (não foram consideradas na análise no MEF).
- Para as diferentes sequências de empilhamento, verifica-se que no caso em que as lâminas que resistem à tracção estão mais afastadas da linha neutra do laminado, este irá ter um menor momento de flexão e por conseguinte uma menor tensão de arrancamento.
- No que diz respeito ao filete, pode-se verificar que o uso do filete diminui a tensão de arrancamento, mas não afecta a tensão de corte. À medida que se diminui o ângulo, a tensão de arrancamento diminui, o que é explicado pela diminuição da rigidez no local onde se inseriu o filete. Relativamente à espessura do aderente, quando a espessura aumenta a tensão de arrancamento nas extremidades do adesivo aumenta, pois aumenta a rigidez.
- O aumento do comprimento de sobreposição reduz as tensões de arrancamento e corte no adesivo. É importante referir que a partir de um dado comprimento de sobreposição não é vantajoso continuar a aumentar o comprimento de sobreposição, visto que a redução de tensões não é muito significativa, e poderá ocorrer um aumento de peso ao adicionar-se material.
- No que diz respeito ao aumento do carregamento, verifica-se que à medida que este aumenta, as tensões na junta simples aumentam, plastificando quase na totalidade o adesivo.
- De referir que nas juntas simples observa-se um fenómeno de flexão quando a junta é solicitada à tracção, devido à excentricidade da mesma.
- A análise elasto-plástica garante melhores resultados, isto é, resultados mais precisos, quando comparada com a análise elástica, pois tem em conta a cedência do adesivo, o que é importante, visto que este depois da cedência perde a capacidade de transferência de carga de um aderente para o outro.

Relativamente à junta dupla, conclui-se que:

- Se se aumentar o carregamento, as tensões também aumentam, tornando-se menos uniformes. Tendo em conta que esta nunca plastificou nas extremidades para os carregamentos aplicados, pode-se concluir que este tipo de junta consegue ser usada para carregamentos mais elevados do que a junta simples.
- No que diz respeito ao aumento da espessura do adesivo, caso este aumente, as tensões e deformações diminuem.
- Ao se aumentar a espessura do aderente, a tensão de arrancamento compressiva diminui no ponto A e a tensão de arrancamento tractiva no ponto B aumenta, logo aumenta a probabilidade de delaminação. Para a tensão de corte, este aumento da espessura, provoca uma diminuição da tensão no ponto A, enquanto aumenta no ponto B. Ao aumentar a espessura de 0.8 mm para 3.2, existe uma maior redução no ponto A, quando comparado com o aumento do ponto B.

- O uso do filete como seria de esperar só vai afectar a tensão de arrancamento, e, como na junta simples, ao se diminuir o ângulo do filete, a tensão de arrancamento tractiva diminui.
- No que diz respeito às sequências de empilhamento, verifica-se que as sequências que apresentam menores tensões de Von Mises são aquelas que têm um maior número de lâminas orientadas de acordo com a sollicitação.
- Relativamente à alteração da folga, conclui-se que é mais vantajoso aumentar o comprimento do aderente exterior e manter o comprimento de sobreposição, do que diminuir o comprimento de sobreposição e manter o comprimento do aderente exterior. Se se aumentar o aderente exterior, as tensões só variam no ponto A, ou seja, no ponto próximo da folga. À medida que esta folga aumenta, as tensões diminuem. Em relação à variação da sobreposição, o resultado obtido é o inverso, em que para a maior folga, tem-se os valores de tensões mais elevados (o que seria de esperar dado que se está a diminuir o comprimento de sobreposição que, como já se viu, afecta bastante as tensões).

A análise numérica da resistência da junta simples e dos respectivos modos de falha foi efectuada recorrendo aos elementos finitos de interface, e usando o modelo de dano coesivo, com uma lei de tracção-separação triangular. Para as juntas de sobreposição simples foram simuladas as roturas, em que o adesivo foi modelado usando a abordagem continua, ou seja, a linha de elementos coesivos preenche completamente a espessura do adesivo e simula a rotura de uma forma “macro”. Além de se usar elementos coesivos para modelar o adesivo, foram também usados estes elementos no aderente perto do adesivo para simular a delaminação. A junta simples com o adesivo frágil foi analisada para diferentes comprimentos de sobreposição. O CZM apresentou valores próximos dos experimentais, tendo apresentado, a partir dos 30 mm, valores superiores de rotura, isto é, a partir da sobreposição de 30 mm, este critério passa a ser um critério não conservativo. Estas diferenças observadas podem estar ligadas ao facto de se ter usado uma lei triangular. Estas leis possuem um troço descendente para facilitar a convergência da solução, apesar de não corresponder ao comportamento real do adesivo. É possível concluir que relativamente aos modos de falha, os valores introduzidos no ABAQUS não são os mais indicados pois, não prevêm correctamente o modo de falha para o comprimento de 10 mm e 20 mm. É necessário alterar os valores de modo a conseguir-se uma boa concordância entre os modos de falha e a resistência da junta. O critério de cedência generalizada para o adesivo frágil mostrou que não é adequado pois só para o comprimento de 10 mm apresentou uma força de rotura idêntica à obtida experimentalmente.

No que diz respeito ao adesivo dúctil, foi analisado usando o critério da cedência generalizada e conclui-se que este critério é adequado para prever a força de rotura, pois apresentou valores bastante idênticos aos obtidos experimentalmente.

## **8. Desenvolvimentos Futuros**

- Realizar a parte experimental e comparar com os resultados obtidos nesta dissertação no qual foi usado o software de elementos finitos ABAQUS;
- Usar elementos 3D sólidos;
- Usar elementos 3D casca;
- Comparar os valores de modelos analíticos com o modelo numérico;
- Realizar a análise para outros tipos de junta como a de rampa e a de escada;
- Usar a teoria clássica ou uma de ordem superior;



## 9. Referências bibliográficas

1. Campbell, F.C., *Structural Composite Materials*. ASM International, 2010.
2. Campbell, F.C., *Manufacturing Technology for Aerospace Structural Materials* 2006: Elsevier Ltd.
3. Baker, A., S. Dutton, and D. Kelly, *Composite Materials for Aircraft Structures*. 2nd Edition ed2004: American Institute of Aeronautics and Astronautics, Inc.
4. Miracle, D.B. and S.L. Donaldson, *Introduction to Composites*. ASM Metals Handbook, 2001. **Volume 21 Composites**.
5. Jones, R.M., *Mechanics of Composite Materials*. Second Edition ed1999: Taylor & Francis, Inc.
6. Reddy, J.N., *Mechanics of laminated composite Plates and Shells : theory and analysis*. Second Edition ed2004.
7. [http://bintang.site11.com/Boeing\\_787/Boeing787\\_files/Specifications.html](http://bintang.site11.com/Boeing_787/Boeing787_files/Specifications.html). [visitado a 29 de Setembro de 2012].
8. <http://blog.americanchemistry.com/2011/10/composite-plastics-help-make-dreamliner-the-quietest-lightest-most-fuel-efficient-bird-in-the-sky/>. [visitado a 29 de Setembro de 2012].
9. <http://www.worldticketsservice.com/EN/SPORTS/Formula-1-tickets>. [visitado a 29 de Setembro de 2012].
10. <http://www.compositestoday.com/tag/ridea-skis/>. [visitado a 29 de Setembro de 2012].
11. Kutscha, D., *Mechanics of adhesive bonded lap-type joints: survey and review*. Air Force Material Laboratory, 1964.
12. Kutscha, D. and K.E.H. Jr, *Feasibility of joining advanced composite flight vehicle structures*. Air Force Materials Laboratory, 1968. **391**.
13. Matthews, F.L., P.F. Kilty, and E.W. Godwin, *A review of the strength of joints in fibre-reinforced plastics; Part 2. Adhesively bonded joints*. Composites, 1982.
14. Vinson, J.R., *Analysis of bonded joints in composite materials structures involving hygrotherma effects*. Office of naval research, 1981.
15. da Silva, L.F.M. and M.D. Banea, *Adhesively bonded joints in composite materials: an overview*. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials: Design and Applications, 2009. **223**(1): p. 1-18.
16. da Silva, L.F.M., et al., *Analytical models of adhesively bonded joints—Part I: Literature survey*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2009. **29**(3): p. 319-330.
17. da Silva, L.F.M., et al., *Analytical models of adhesively bonded joints—Part II: Comparative study*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2009. **29**(3): p. 331-341.
18. da Silva, L.F.M. and R.D.S.G. Campilho, *Advances in Numerical Modelling of Adhesive Joints*. SpringerBriefs in Applied Sciences and Technology, 2012. **VI**(151): p. 1-93.
19. F M da Silva, L., et al., *Closed-form solutions for adhesively bonded joints*.
20. Yarrington, P., J. Zhang, and C. Collier, *Failure Analysis of Adhesively Bonded Composite Joints*. American Institute of Aeronautics and Astronautics, 2005.
21. He, X., *A review of finite element analysis of adhesively bonded joints*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2011. **31**(4): p. 248-264.
22. Crocombe, A.D. and I.A. Ashcroft, *Simple Lap Joint Geometry*. Modeling of Adhesively Bonded Joints, 2008: p. 3-23.
23. Volkersen, O., *Die Niekraftverteilung in Zugbeanspruchten mit Konstanten Laschenquerschriften*. Luftfahrtforschung, 1938. **15**: p. 41-47.
24. Goland, M. and E. Reissner, *The Stresses in Cemented Joints*. Journal of Applied Mechanics, 1944. **11**: p. 17-27.
25. Hart-Smith, L.J., *Adhesive-Bonded Single-Lap Joints*, 1973, NASA.
26. Hart-Smith, L.J., *Adhesive-Bonded Double-Lap Joints*, 1973.
27. Hart-Smith, L.J., *Adhesive-Bonded Scarf and Stepped-Lap Joints*, 1973, NASA.
28. Reddy, J.N., *A refined nonlinear theory of plates with transverse shear deformation*. International Journal of Solids and Structures, 1984. **20**: p. 881-896.
29. Quispe Rodríguez, R., et al., *Failure criteria for adhesively bonded joints*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2012. **37**: p. 26-36.
30. Chihdar, Y. and S.-S. Pang, *Stress-Strain analysis of single-lap composite joints under tension*. Journal of Engineering Materials and Technology, 1996. **18**(2): p. 247-255.

31. Yang, C. and S.-S. Pang, *Stress-strain analysis of adhesive- bonded single-lap composite joints under cylindrical bending*. Composites Engineering, 1993. **3**(II): p. 1051-1063.
32. Oplinger, D.W., *Effects of Adherend Deflections in Single Lap Joints*. Inr. J. Solids Structures, 1994. **31**(18): p. 2561-2587.
33. Zou, G.P., K. Shahin, and F. Taheri, *An analytical solution for the analysis of symmetric composite adhesively bonded joints*. Composite Structures, 2004. **65**(3-4): p. 499-510.
34. Mortensen, F. and O.T. Thomsen, *Analysis of adhesive bonded joints: a unified approach*. Composites Science and Technology, 2002. **62**: p. 1011-1031.
35. Luo, Q. and L. Tong, *Fully-coupled nonlinear analysis of single lap adhesive joints*. International Journal of Solids and Structures, 2007. **44**(7-8): p. 2349-2370.
36. Tsai, M.Y., D.W. Oplinger, and J. Morton, *Improved theoretical solutions for adhesive lap joints*. Int. J. Solids Structures, 1998. **35**(12): p. 1163-1185.
37. Charalambides, M.N., et al., *Adhesively-bonded repairs to fibre-composite materials I: Experimental*. Composites Part A, 1998. **29A**: p. 1371-1381.
38. Charalambides, M.N., A.J. Kinloch, and F.L. Matthews, *Adhesively-bonded repairs to fibre-composite materials II: Finite element modelling*. Composites Part A, 1998. **29A**: p. 1383-1396.
39. Kizhakkethara, A.E.B.I., *Three-dimensional finite element analysis of double-lap composite adhesive bonded joint using submodeling approach*. Composites, 1999. **Part B 30**: p. 537-551.
40. Tsai, M.Y. and J. Morton, *An experimental investigation of nonlinear deformations in single-lap joints*. Mechanics of Materials, 1995. **20**: p. 183-194.
41. Wisnom, A.R.R.L.T.G.P.S.M.R., *Shape optimisation of adhesive fillets*. International Journal of Adhesion & Adhesives, 2000. **20**: p. 221-231.
42. Soutis, F.Z.H.C., *Strength prediction of patch-repaired CFRP laminates loaded in compression*. Composite Science and Technology, 2000. **60**: p. 1103-1114.
43. Boss, J.N., V.K. Ganesh, and C.T. Lim, *Modulus grading versus geometrical grading of composite adherends in single-lap bonded joints*. Composite Structures, 2003. **62**(1): p. 113-121.
44. Ávila, A.F. and P.n.d.O. Bueno, *An experimental and numerical study on adhesive joints for composites*. Composite Structures, 2004. **64**(3-4): p. 531-537.
45. Ashrafi, M., et al., *Adhesively bonded single lap joints with non-flat interfaces*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2012. **32**: p. 46-52.
46. Reis, P.N.B., F.J.V. Antunes, and J.A.M. Ferreira, *Influence of superposition length on mechanical resistance of single-lap adhesive joints*. Composite Structures, 2005. **67**(1): p. 125-133.
47. Magalhães, A.G., M.F.S.F. de Moura, and J.P.M. Gonçalves, *Evaluation of stress concentration effects in single-lap bonded joints of laminate composite materials*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2005. **25**(4): p. 313-319.
48. Potter, K.D., et al., *Understanding and control of adhesive crack propagation in bonded joints between carbon fibre composite adherends I. Experimental*. International Journal of Adhesion & Adhesives, 2001. **21**: p. 435-443.
49. Guild, F.J., et al., *Understanding and control of adhesive crack propagation in bonded joints between carbon fibre composite adherends II. Finite element analysis*. International Journal of Adhesion & Adhesives, 2011. **21**: p. 445-453.
50. Tong, L., A. Sheppard, and D. Kelly, *The effect of adherend alignment on the behaviour of adhesively bonded double lap joints*. International Journal of Adhesion & Adhesives, 1996. **16**: p. 241-247.
51. Minguet, D.M.H.S.H.W.P.J., *Strength and Fatigue Life Modeling of Bonded Joints In Composite Structure*. Composites Technology and Research, 2002.
52. Hutchinson, J.W., *Singular behavior at the end of a tensile crack in a hardening material*. J. Mech. Phys. Solids, 1968. **16**: p. 13-31.
53. Rice, J.R. and G.F. Rosengren, *Plane strain deformation near a crack tip in a power-law hardening material*. J. Me&. Phys. Solids, 1968. **16**: p. 1 to 12.
54. Cheuk, P.T., et al., *Analysis of energy release rate for fatigue cracked metal-to-metal double-lap shear joints*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2005. **25**(2): p. 181-191.
55. Shahin, K. and F. Taheri, *The strain energy release rates in adhesively bonded balanced and unbalanced specimens and lap joints*. International Journal of Solids and Structures, 2008. **45**(25-26): p. 6284-6300.

56. Hashemi, S., A.J. Kinloch, and J.G. Williams, *Corrections needed in double-cantilever beam tests for assessing the interlaminar failure of fibre-composites*. Journal of materials science letters 8, 1989: p. 125-129.
57. Charalambides, M., et al., *On the analysis of mixed-mode failure*. International Journal of Fracture, 1992. **54**: p. 269-291.
58. Goyal, V.K., E.R. Johnson, and V.K. Goyal, *Predictive strength-fracture model for composite bonded joints*. Composite Structures, 2008. **82**(3): p. 434-446.
59. Zhang, Y., A.P. Vassilopoulos, and T. Keller, *Mode I and II fracture behavior of adhesively-bonded pultruded composite joints*. Engineering Fracture Mechanics, 2010. **77**(1): p. 128-143.
60. Choupani, N., *Interfacial mixed-mode fracture characterization of adhesively bonded joints*. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2008. **28**(6): p. 267-282.
61. Sørensen, B.F. and T.K. Jacobsen, *Determination of cohesive laws by the J integral approach*. Engineering Fracture Mechanics, 2003. **70**(14): p. 1841-1858.
62. Song, S.H., G.H. Paulino, and W.G. Buttler, *A bilinear cohesive zone model tailored for fracture of asphalt concrete considering viscoelastic bulk material*. Engineering Fracture Mechanics, 2006. **73**(18): p. 2829-2848.
63. Kafkalidis, M.S. and M.D. Thouless, *The effects of geometry and material properties on the fracture of single lap-shear joints*. International Journal of Solids and Structures, 2002. **39**: p. 4367-4383.
64. Turon, A., et al., *Simulation of delamination in composites under high-cycle fatigue*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2007. **38**(11): p. 2270-2282.
65. 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**: p. 2827-2855.
66. Campilho, R.D.S.G., et al., *Modelling the tensile fracture behavior of CFRP scarf repairs*. Composites Part B: Engineering, 2009. **40**(2): p. 149-157.
67. Campilho, R.D.S.G., M.F.S.F. de Moura, and J.J.M.S. Domingues, *Modelling single and double-lap repairs on composite materials*. Composites Science and Technology, 2005. **65**(13): p. 1948-1958.
68. Campilho, R.D.S.G., M.F.S.F. de Moura, and J.J.M.S. Domingues, *Using a cohesive damage model to predict the tensile behaviour of CFRP single-strap repairs*. International Journal of Solids and Structures, 2008. **45**(5): p. 1497-1512.
69. Campilho, R.D.S.G., M.F.S.F. Moura, and J.J.M.S. Domingues, *Numerical prediction on the tensile residual strength of repaired CFRP under different geometric changes*. International Journal of Adhesion & Adhesives, 2009. **29**: p. 192-205.
70. Kim, K.-S., et al., *Failure mode and strength of uni-directional composite single lap bonded joints with different bonding methods*. Composite Structures, 2006. **72**: p. 477-485.
71. Quaresimin, M. and M. Ricotta, *Fatigue behaviour and damage evolution of single lap bonded joints in composite material*. Composites Science and Technology, 2006. **66**: p. 176-187.
72. Reis, P.N.B., et al., *Stacking laminate effects on adhesive lap joints strength*. ICF XI - 11th International Conference on Fracture, Lc., 2005.
73. Seong, M.-S., et al., *A parametric study on the failure of bonded single-lap joints of carbon composite and aluminum*. Composite Structures, 2008. **86**(1-3): p. 135-145.
74. Petrie, E.M., *Handbook of Adhesives and Sealants*. 1st Edition ed1999: McGraw-Hill Professional.
75. Beckwith, A.B.S.a.S.W., *Joining Composite Materials - Mechanical or Adhesive ?*
76. Ebnesajjad, S., *Adhesives Technology Handbook*. 2nd Edition ed2008: William Andrew.
77. Habenicht, G., *Applied Adhesive Bonding: A Practical Guide For Flawless Results* 2009: Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA.
78. Hart-Smith, L.J., *Bolted and Bonded Joints*. ASM Metals Handbook, 2001. **Volume 21 Composites**.
79. Yang, C. and J.S. Tomblin, *Investigation of Adhesive Behaviour in Aircraft Applications*, 2001, Federal Aviation Administration.
80. Yang, C., J.S. Tomblin, and Z. Guan, *Analytical Modeling of ASTM Lap Shear Adhesive Specimens*, 2003, Federal Aviation Administration.
81. Broughton, W.R. and G. Hinopoulos, *Evaluation of the Single-Lap Joint Using Finite Element Analysis*, in *Project PAJ3 - Combined Cyclic Loading and Hostile Environments* 1999, National Physical Laboratory.
82. Broughton, W.R., L.E. Crocker, and J.M. Urquhart, *Strength of Adhesive Joints: A Parametric Study*, in *Project PAJex1 - Report 32001*, National Physical Laboratory.

83. Broughton, W.R., R.D. Mera, and G. Hinopoulos, *Cyclic Fatigue Testing of Adhesive Joints Test Method Assessment*, in *Project PAJ3 - Combined Cyclic Loading and Hostile Environments* 1999.
84. Neto, J.A.B.P., R.D.S.G. Campilho, and L.F.M. da Silva, *Parametric study of adhesive joints with composites*. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 2012. **37**: p. 96-101.