

FACULDADE DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE DO PORTO
Departamento de Engenharia Mecânica e Gestão Industrial

Modelação da Execução de Reparações em Materiais Compósitos

Raul Duarte Salgueiral Gomes Campilho

Licenciado em Engenharia Mecânica
pelo Instituto Superior de Engenharia do Porto

Dissertação submetida para satisfação parcial dos
requisitos do grau de mestre
em
Engenharia Mecânica
(Área de especialização de Construções Mecânicas)

Dissertação realizada sob a supervisão de
Doutor Marcelo Francisco de Sousa Ferreira de Moura (Orientador),
do Departamento de Engenharia Mecânica e Gestão Industrial
da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto

Doutor Joaquim João Machado Sabino Domingues (Co-orientador),
do Departamento de Engenharia Mecânica
do Instituto Superior de Engenharia do Porto

Porto, Julho de 2005

Modelação da Execução de Reparações em Materiais Compósitos

Resumo

Na presente dissertação pretende-se estudar os métodos mais comuns de ligação/reparação de materiais compósitos sob a forma de laminados. Os referidos métodos são a reparação por sobreposição simples, a reparação por sobreposição dupla e a reparação por remendo embebido. O trabalho encontra-se dividido em parte numérica e experimental. Em termos numéricos são analisadas as distribuições de tensões para os três tipos referidos de juntas reparadas, nomeadamente as tensões de corte e normais ao longo da linha do adesivo. A tensão de colapso elástico e plástico, bem como o rendimento de cada um dos tipos de ligação são avaliados considerando laminados com sequências de empilhamento distintas. É ainda estudado o efeito da alteração de vários parâmetros materiais e geométricos no sentido de otimizar o desenho e geometria da junta, de forma a maximizar a sua resistência. Finalmente, é efectuada uma comparação entre os três tipos de juntas no sentido de sumariar as características e vantagens de cada um, nomeadamente em termos de resistência, rendimento e distribuições de tensões de corte e normais. São usados elementos finitos de interface, desenvolvidos pelo orientador da dissertação, em conjunto com o software ABAQUS®, no sentido de prever a tensão de colapso da junta, de simular o início e crescimento do dano conducente à rotura da junta, de estudar a influência das propriedades mecânicas do adesivo e interfaces na resistência da junta e de simular os vários tipos de rotura em função das propriedades das várias interfaces da junta. São feitos ensaios experimentais a juntas de sobreposição simples e dupla variando alguns parâmetros, para validar e comprovar os resultados obtidos numericamente. Os resultados experimentais permitiram observar diversos modos de rotura das juntas, bem como confirmar algumas conclusões chegadas pela via numérica. Observou-se uma elevada correlação entre os resultados obtidos das duas formas.

Abstract

The objective of the present thesis is to study the most common methods for adhesively bond/repair of laminated composite materials. The referred methods include single-lap repairs, double-lap repairs and scarf repairs. The work is divided in numerical and experimental parts. The numerical part focuses several stress distributions for the three referred repaired joint types, namely shear and peel stress distributions along the adhesive line. Elastic and plastic remote failure stresses, as well as the efficiency for each one of the repair methods are evaluated for laminates with different stacking sequences. It is also studied the effect of changing several material and geometrical parameters in order to optimize the joint's geometry and maximize the joint's strength. Finally, a comparison between the three different repair methods is performed in terms of characteristics and advantages for each one, specifically about strength, efficiency and shear and peel stress distributions. Interface finite elements, previously developed by (de Moura *et al.* 2000), are incorporated in the ABAQUS® software in order to predict the joint's remote failure stress, to simulate damage initiation and growth leading to failure, to study the influence of the mechanical properties of the adhesive and interfaces on the joint's strength, as well as to simulate the several types of fracture according to the adhesive and interfaces mechanical properties. Experimental tests are performed on single and double-lap joints varying some parameters, to validate and to prove the results obtained in the numerical analysis. The experimental results allowed to observe different failure modes of the joints, as well as to confirm the some conclusions obtained by the numerical analysis. A good agreement was achieved between the results obtained both ways.

Prefácio

A utilização de materiais compósitos reforçados com fibras tem vindo a aumentar na indústria, nomeadamente a aeroespacial. As excelentes características de resistência e rigidez específicas deste tipo de materiais proporcionam vantagens competitivas quando comparados com os materiais metálicos de alta resistência, usados regularmente em todas as aplicações em que estas características são exigidas. Os materiais compósitos reforçados com fibras apresentam no entanto uma susceptibilidade elevada ao impacto, nomeadamente o impacto de baixa velocidade, provocado por exemplo por um embate acidental de uma ferramenta numa estrutura em compósito, um embate de uma ave numa asa de um avião, entre outras situações. Este facto, aliado à quase obrigatoriedade de substituição do componente danificado, o que por sua vez se torna num problema acrescido devido à difícil reciclagem deste tipo de materiais, torna fundamental tentar prever uma forma de reparação destas mesmas estruturas, não só por questões económicas, como também ambientais.

Diversos autores a nível internacional se têm debruçado sobre este assunto, dos quais se destacam C. Soutis e A. Baker, tendo estes chegado à conclusão que é possível, optimizando o desenho das juntas coladas, obter resistências residuais após reparação que podem chegar até 80% da resistência inicial, considerando solicitações de compressão. O presente trabalho pretende de alguma forma estudar os principais tipos de reparação por colagem existentes, optimizando o desenho das juntas coladas, no sentido de obter a máxima resistência residual após reparação possível. É estudada a reparação de materiais compósitos por remendo de sobreposição simples, remendo de sobreposição dupla e remendo embebido no material a reparar. O estudo efectuado é composto de simulação numérica e ensaios experimentais correspondentes para validação dos resultados obtidos.

Agradecimentos

Expresso os meus sinceros agradecimentos ao meu orientador e co-orientador da dissertação:

- Doutor Marcelo Francisco de Sousa Ferreira de Moura (Orientador)
- Doutor Joaquim João Machado Sabino Domingues (Co-orientador),

Expresso ainda os meus agradecimentos às seguintes pessoas (por ordem alfabética):

- André Roque (colega de mestrado)
- António Torres Marques (professor de mestrado)
- Carlos Ramos (colega de trabalho)
- Célia Novo (colega de trabalho)
- Daniel Rodrigues (colega de trabalho)
- Hugo Faria (colega de mestrado)
- Jorge Almeida (colega de mestrado)
- José Reina (professor de mestrado)
- Manuel Silva (colega de mestrado)
- Paulo Neves (colega de trabalho)
- Paulo Nóvoa (colega de trabalho)
- Nuno Correia (colega de trabalho)
- Rui Martinho (colega de trabalho)
- Rui Oliveira (colega de trabalho)

Índice

1	INTRODUÇÃO	20
2	DEFINIÇÃO DE MATERIAL COMPÓSITO	22
2.1	Utilização das propriedades mecânicas das fibras.....	24
2.2	Os laminados compósitos.....	28
2.3	Vantagens típicas dos materiais compósitos.....	32
2.3.1	Vantagens de resistência e rigidez	33
2.4	Aplicações típicas dos materiais compósitos.....	36
2.4.1	Indústria aeroespacial.....	36
2.4.2	Material de desporto.....	38
2.4.3	Indústria automóvel.....	41
2.4.4	Infraestruturas.....	41
3	MECANISMOS DE ROTURA E DANO EM MATERIAIS COMPÓSITOS	43
4	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA SOBRE REPARAÇÕES EM MATERIAIS COMPÓSITOS	48
4.1	Análise numérica.....	48
4.1.1	Reparação por sobreposição simples e dupla	49
4.1.2	Reparação por utilização de remendos embebidos no material a reparar	68
4.1.3	Alterações geométricas	73
4.1.4	Progressão do dano.....	75
4.2	Análise experimental.....	80
4.2.1	Reparação por sobreposição simples e dupla	80
4.2.2	Reparação por utilização de remendos embebidos no material a reparar	85
4.3	Conclusões.....	89
5	ANÁLISE TENSORIAL DE REPARAÇÕES	91
5.1	Ligação de duas placas de material compósito por sobreposição simples.....	91
5.1.1	Análise tensorial	95
5.1.2	Comprimento de sobreposição.....	100
5.1.3	Espessura do remendo.....	105
5.1.4	Espessura do adesivo.....	111
5.2	Ligação de duas placas de material compósito por sobreposição dupla.....	113
5.2.1	Análise tensorial	115
5.2.2	Comprimento de sobreposição.....	120
5.2.3	Espessura do remendo.....	125
5.2.4	Espessura do adesivo.....	129
5.2.5	Tensão de cedência ao corte do adesivo	131
5.2.6	Rendimento da junta.....	132
5.3	Ligação de duas placas de material compósito por remendo embebido.....	134
5.3.1	Análise tensorial	136

5.3.2	Ângulo de inclinação.....	142
5.3.3	Espessura do adesivo.....	146
5.3.4	Tensão de cedência ao corte do adesivo	148
5.3.5	Rendimento da junta.....	149
5.4	Comparação entre os vários tipos de reparação.....	151
5.4.1	Tensão remota de colapso e rendimento.....	151
5.4.2	Tensões normais	153
5.4.3	Tensões de corte	155
5.4.4	Rigidez do remendo	156
6	ANÁLISE NUMÉRICA DA RESISTÊNCIA DE REPARAÇÕES	157
6.1	Modelo de dano	157
6.2	Simulação de rotura em juntas CFRP	159
6.2.1	Simulação de rotura em juntas de sobreposição simples	160
6.2.2	Simulação de rotura em juntas de sobreposição dupla.....	165
6.2.3	Simulação de rotura em juntas de remendo embebido.....	168
6.3	Definição da carga limite de rotura.....	170
6.3.1	Juntas de sobreposição simples.....	170
6.3.2	Juntas de sobreposição dupla	174
6.3.3	Juntas com remendo embebido	178
6.4	Alterações geométricas	180
6.4.1	Juntas de sobreposição simples.....	181
6.4.2	Juntas de sobreposição dupla	189
7	TRABALHO EXPERIMENTAL.....	193
7.1	Fabricação das placas	193
7.2	Cura das placas	195
7.3	Corte e acabamento final.....	197
7.4	Colagem dos provetes	198
7.5	Ensaio efectuados	202
8	DISCUSSÃO DE RESULTADOS	204
8.1	Modos de rotura observados	204
8.2	Comparação entre resultados numéricos e experimentais.....	206
9	CONCLUSÕES E PERSPECTIVAS DE TRABALHO FUTURO.....	211
10	REFERÊNCIAS.....	215

Índice de figuras

Figura 1 – Unidade básica de material.....	22
Figura 2 – Orientação aleatória das unidades de material no volume de sólido.....	23
Figura 3 – Fibra com elementos orientados.....	23
Figura 4 – Conjunto fibra-matriz.	25
Figura 5 – Conjunto fibra-matriz e tensões desenvolvidas.....	25
Figura 6 – Cordão de fibras carregado em compressão e efeito restrigente provocado pela matriz.	26
Figura 7 – Secção de um compósito reforçado a fibra de grafite.....	26
Figura 8 – Variação das propriedades com a direcção de solicitação.	27
Figura 9 – Solicitações de corte num material compósito.....	27
Figura 10 – Camada de material compósito.	28
Figura 11 – Camadas de material compósito sobrepostas em várias orientações.....	29
Figura 12 – Nomenclatura utilizada.	30
Figura 13 – Exemplos de sequências de empilhamento.	31
Figura 14 – Laminado compósito com onze camadas de compósito unidireccional.....	31
Figura 15 – Diferenças na deformação de flexão de dois laminados compósitos.	32
Figura 16 – Diferenças no esforço axial de dois laminados compósitos.	32
Figura 17 – Características de resistência e rigidez.....	33
Figura 18 – Resistência e rigidez específicas para alguns materiais.....	34
Figura 19 – Banco óptico para aplicação aeroespacial, produzido em CFRP.	36
Figura 20 – V-22 Osprey, utilizando compósitos em cerca de 50% da sua estrutura.....	37
Figura 21 – Utilização de materiais compósitos no avião comercial Boeing 777.....	37
Figura 22 – Avião Beech Starship de estrutura integralmente em CFRP.....	38
Figura 23 – Acessórios de desporto processados em material compósito.	39
Figura 24 – Veículo de fórmula 1 com chassis de carbono/epóxico.....	39
Figura 25 – Quadro de bicicleta em compósito carbono/epóxico.....	40
Figura 26 – Quadro de bicicleta em compósito carbono/epóxico.....	40
Figura 27 – Mola de lâminas.....	41
Figura 28 – Reforço de uma coluna de ponte com compósito para aumento da resistência sísmica.....	42
Figura 29 – Imperfeições no material que estão na base da rotura axial.	43
Figura 30 – Rotura de um material compósito por tracção na direcção das fibras.....	43
Figura 31 – Rotura de um compósito de SiC/CAS devido a tensão axial.....	44
Figura 32 – Possíveis formas de microencurvadura.	44
Figura 33 – Rotura de fibras por microencurvadura devido a carregamento de compressão.....	45
Figura 34 – Fractografias de um CFRP sujeito a microencurvadura por carga longitudinal de compressão.	45
Figura 35 – Rotura de um compósito solicitado em tracção num plano perpendicular à direcção das fibras.	45
Figura 36 – Rotura de um compósito solicitado em compressão num plano perpendicular à direcção das fibras.....	46
Figura 37 – Superfície de rotura para matriz frágil (esquerda) e dúctil (direita).	46

Figura 38 – Impacto de baixa velocidade em materiais compósitos.....	46
Figura 39 – Iniciação e crescimento do dano devido a um fenómeno de impacto.	47
Figura 40 – Modelo simplificado de uma placa com furo circular remendada de ambos os lados.....	48
Figura 41 – Tensões de corte ao longo do comprimento de sobreposição (Davis et al. 1999).	49
Figura 42 – Comprimento óptimo de sobreposição (Hu et al. 2000).	50
Figura 43 – Influência da rigidez do remendo na resistência da junta (Hu et al. 2000).	50
Figura 44 – Influência das propriedades do adesivo na resistência da junta (Hu et al. 2000).	51
Figura 45 – Influência do módulo de corte do adesivo na tensão de rotura (Hu et al. 2000).	51
Figura 46 – Zonas críticas em termos de tensões (Hu et al. 2000).	51
Figura 47 – Malha de elementos finitos utilizada por (Soutis et al. 1999).	52
Figura 48 – Valores de tensão σ_x normalizada para várias espessuras de remendo (Soutis et al. 1999).	52
Figura 49 – Geometria e condições fronteira utilizadas em (Reis et al. 2005).	53
Figura 50 – Geometria, condições fronteira e módulo E variável (Ganesh et al. 2002) e (Boss et al. 2003).	54
Figura 51 – Variação da rigidez por alteração da espessura das placas (Boss et al. 2003).	55
Figura 52 – Variações no ângulo das fibras (a) e variação respectiva no módulo E (b) (Boss et al. 2003).	55
Figura 53 – Tensões de corte e normais segundo y para a distribuição de tensões linear (Boss et al. 2003).	56
Figura 54 – Tensões normais segundo y no adesivo (a) e placa base (b) (Bogdanovich et al. 1999).	57
Figura 55 – Geometria e condições fronteira (a) e malha utilizada (b) (Gonçalves et al. 2002).	58
Figura 56 – Tensões no adesivo (Gonçalves et al. 2002).	59
Figura 57 – Tensões na interface placa-adesivo (Gonçalves et al. 2002).	60
Figura 58 – Detalhe da junta e localização dos elementos de interface (Magalhães et al. 2005).	60
Figura 59 – Distribuição de tensões normais (Magalhães et al. 2005).	61
Figura 60 – Distribuição de tensões de corte (Magalhães et al. 2005).	61
Figura 61 – Geometria e condições fronteira utilizadas em (Osnes et al. 2003).	62
Figura 62 – Deslocamento vertical na extremidade do filete (a) e tensão eq. Von Mises (b) (Osnes et al. 2003).	62
Figura 63 – Geometria utilizada em (Li et al. 1999).	63
Figura 64 – Comparação das deformações medidas experimentalmente e numéricas (Li et al. 1999).	63
Figura 65 – Distribuições de tensões normais segundo y e de corte no adesivo (Li et al. 1999).	64
Figura 66 – Distribuições de tensões obtidas analiticamente e pelo M.E.F. (Zou et al. 2004).	65
Figura 67 – Distribuições de tensões para adesivo linear e não linear (Mortensen et al. 2002).	66
Figura 68 – Distribuições de tensões normais segundo y e de corte no adesivo (Mortensen et al. 2004).	66
Figura 69 – Geometrias consideradas em (Ávila et al. 2004).	67
Figura 70 – Distribuições de tensões em juntas de sobreposição simples (a) e onduladas (b) (Ávila et al. 2004).	67
Figura 71 – Geometria considerada em (Charalambides et al. 1998 b).	68
Figura 72 – Tipos de rotura considerados, além da rotura pelo adesivo (Charalambides et al. 1998 b).	68
Figura 73 – Geometrias consideradas em (Oztelcan et al. 1997).	69
Figura 74 – Esquemas de reparação (Odi et al. 2002).	71
Figura 75 – Evolução das tensões de corte ao longo do adesivo (Odi et al. 2002).	71
Figura 76 – Malha na posição deformada (Odi et al. 2004).	72
Figura 77 – Distribuições de tensões de corte no adesivo (Odi et al. 2004).	72

Figura 78 – Configurações possíveis e solução adoptada em (Bogdanovich et al. 1999).....	73
Figura 79 – Tensões normais segundo y (a) e tensões de corte (b) (Bogdanovich et al. 1999).	73
Figura 80 – Comparação entre resultados experimentais e numéricos (Tsai et al. 1995 a).....	74
Figura 81 – Geometria presente na maioria das ligações produzidas experimentalmente (Rispler et al. 2000)....	75
Figura 82 – Geometria e condições fronteira utilizadas em (Rispler et al. 2000).....	75
Figura 83 – Relações tensão/deslocamento relativo para modos puros (I, II ou III) (de Moura et al. 2000).....	76
Figura 84 – Modelo de dano em modo misto (de Moura et al. 2000).....	77
Figura 85 – Início de dano numa junta de sobreposição simples (Gonçalves et al. 2003).	77
Figura 86 – Curvas P- δ obtidas numérica e experimentalmente (Gonçalves et al. 2003).	78
Figura 87 – Elemento de interface linear (a)) e quadrático (b)) (Chen 2002).....	78
Figura 88 – Modelos descoesivos bilinear e polinomial cúbico (Chen 2002).	79
Figura 89 – Relação força-deslocamento para os provetes reforçados (a) e painéis sandwich (b) (Chan 2002)...	80
Figura 90 – Modos de rotura de um compósito reparado sujeito a solicitação de compressão (Hu et al. 2000)...	81
Figura 91 – Curvas tensão de corte-deformação para vários comprimentos de sobreposição (Reis et al. 2005)..	82
Figura 92 – Cargas máximas em sobreposição simples (a)) e ondulados (b)) (Ávila et al. 2004).	82
Figura 93 – Geometria do provete utilizado (Kim et al. 2005).	83
Figura 94 – Fotografias da extremidade da zona de sobreposição (Kim et al. 2005).....	84
Figura 95 – Iniciação e crescimento da fenda (Kim et al. 2005).....	84
Figura 96 – Resistência da junta para diferentes tipos de ligação (Kim et al. 2005).	85
Figura 97 – Modos de rotura obtidos experimentalmente em (Charalambides et al. 1998 a).	86
Figura 98 – Posição dos extensómetros (esquerda) e gráfico deformação – carga (direita) (Found et al. 1995). .	87
Figura 99 – Representação esquemática da reparação efectuada em (Baker et al. 1999).	87
Figura 100 – Geometria e carregamento dos espécimes (Baker et al. 1999).	88
Figura 101 – Valores experimentais e numéricos de deformação normalizada (Baker et al. 1999).	88
Figura 102 – Problema em estudo e respectivas dimensões características.....	91
Figura 103 – Curva tensão-deformação relativa ao adesivo.....	92
Figura 104 – Configuração inicial da junta.....	92
Figura 105 – Configuração deformada da junta.	93
Figura 106 – Malha de elementos utilizada.	93
Figura 107 – Tensões normais segundo x na junta.	93
Figura 108 – Sistemas de forças que provocam flexão nas placas e no remendo.....	94
Figura 109 – Curvas P- δ e σ_{rem} - δ para um comprimento de sobreposição de 15 mm.....	94
Figura 110 – Tensões normais segundo x.....	95
Figura 111 – Distribuição das tensões normais segundo x a meio da espessura do adesivo.....	95
Figura 112 – Tensões normais segundo y.....	96
Figura 113 – Distribuição das tensões normais segundo y a meio da espessura do adesivo.....	96
Figura 114 – Tensões de corte no início da plastificação.....	96
Figura 115 – Tensões de corte após plastificação.....	97
Figura 116 – Distribuição de tensões de corte a meio da espessura do adesivo no início e após plastificação.	97
Figura 117 – Tensão resultante numa secção intermédia do remendo.....	98

Figura 118 – Localizações para definição das distribuições de tensões σ_y e τ_{xy} .	98
Figura 119 – Distribuições das tensões normais segundo y em diferentes localizações.	99
Figura 120 – Distribuições das tensões de corte em diferentes localizações.	100
Figura 121 – Evolução da tensão remota aplicada com o deslocamento.	101
Figura 122 – Evolução da tensão normal σ_x no remendo.	101
Figura 123 – Distribuição das tensões de corte no adesivo para nove comprimentos de sobreposição distintos.	103
Figura 124 – Distribuição das tensões de corte no adesivo normalizadas relativamente a $\tau_{méd}$.	103
Figura 125 – Comparação entre os vários comprimentos de sobreposição (colapso elástico).	104
Figura 126 – Comparação entre os vários comprimentos de sobreposição (colapso plástico).	105
Figura 127 – Tensões normais segundo x para espessura do remendo de 0,6 mm.	106
Figura 128 – Tensões normais segundo x para espessura do remendo de 1,2 mm.	106
Figura 129 – Tensões normais segundo x para espessura do remendo de 1,8 mm.	106
Figura 130 – Tensões normais segundo x para espessura do remendo de 2,4 mm.	106
Figura 131 – Evolução da tensão remota com o deslocamento para quatro espessuras de remendo.	107
Figura 132 – Evolução das tensões normais segundo x no ponto A em função do deslocamento.	108
Figura 133 – Evolução das tensões normais segundo x no ponto B em função do deslocamento.	108
Figura 134 – Valores máximos de σ_x para os pontos A e B em função da espessura do remendo.	109
Figura 135 – Tensões normais segundo y para espessura de remendo de 2,4 mm.	109
Figura 136 – Tensões de corte no início da plastificação para espessura de remendo de 2,4 mm.	110
Figura 137 – Comparação das tensões normais segundo y no adesivo.	110
Figura 138 – Comparação das tensões de corte no adesivo.	111
Figura 139 – Configurações deformadas.	111
Figura 140 – Evolução da tensão remota com o deslocamento para três espessuras de adesivo.	112
Figura 141 – Evolução da tensão normal máxima no remendo para três espessuras de adesivo.	112
Figura 142 – Problema em estudo e respectivas dimensões características.	113
Figura 143 – Configuração inicial da junta.	113
Figura 144 – Configuração deformada da junta.	114
Figura 145 – Malha utilizada.	114
Figura 146 – Tensões normais segundo x na junta.	114
Figura 147 – Sistemas de forças que provocam flexão no remendo.	114
Figura 148 – Curvas P- δ e σ - δ para um comprimento de sobreposição de 15 mm.	115
Figura 149 – Tensões normais segundo x.	116
Figura 150 – Distribuição das tensões normais segundo x a meio da espessura do adesivo.	116
Figura 151 – Tensões normais segundo y.	116
Figura 152 – Distribuição das tensões normais segundo y a meio da espessura do adesivo.	117
Figura 153 – Tensões de corte no início da plastificação.	117
Figura 154 – Tensões de corte após plastificação.	117
Figura 155 – Distribuição das tensões de corte a meio do adesivo.	118
Figura 156 – Distribuições das tensões normais segundo y em diferentes localizações.	119
Figura 157 – Distribuições das tensões de corte em diferentes localizações.	120

Figura 158 – Tensões de corte para um comprimento de sobreposição de 5 mm.	121
Figura 159 – Tensões de corte para um comprimento de sobreposição de 10 mm.	121
Figura 160 – Tensões de corte para um comprimento de sobreposição de 15 mm.	121
Figura 161 – Distribuição das tensões de corte no adesivo para nove comprimentos de sobreposição distintos.	122
Figura 162 – Distribuição das tensões de corte no adesivo, normalizadas relativamente a $\tau_{méd}$	122
Figura 163 – Variação de σ_C , $\Delta\sigma_C$ e η em função do comprimento de sobreposição.	123
Figura 164 – Distribuição das tensões de corte para comprimentos de sobreposição de 15mm e 45mm.	124
Figura 165 – Variação de σ_{CP} , $\Delta\sigma_C$ e η em função do comprimento de sobreposição.	125
Figura 166 – Tensões normais segundo y para uma espessura de remendo de 1,2 mm.	126
Figura 167 – Tensões normais segundo y para uma espessura de remendo de 2,4 mm.	126
Figura 168 – Tensões normais segundo y no adesivo para duas espessuras de remendo.	126
Figura 169 – Variação de σ_C e σ_R com a rigidez do remendo.	127
Figura 170 – Tensões normais segundo x no início da plastificação e $t_R=0,3$ mm ($2t_R E_R/(t_P E_P)=0,17$).	128
Figura 171 – Tensões normais segundo x no início da plastificação e $t_R=0,6$ mm ($2t_R E_R/(t_P E_P)=0,33$).	129
Figura 172 – Tensões normais segundo x no início da plastificação e $t_R=1,8$ mm ($2t_R E_R/(t_P E_P)=1$).	129
Figura 173 – Variação da tensão remota com o deslocamento para três espessuras de adesivo.	130
Figura 174 – Variação da tensão normal no remendo com o deslocamento para três espessuras de adesivo.	130
Figura 175 – Influência da tensão de cedência ao corte do adesivo na tensão de colapso da junta.	131
Figura 176 – Rendimento da junta.	132
Figura 177 – Comprimento de sobreposição para o rendimento pretendido.	133
Figura 178 – Influência da espessura das placas no rendimento da junta reparada.	134
Figura 179 – Problema em estudo e respectivas dimensões características.	134
Figura 180 – Representação do modelo na posição não deformada (ampliação 5x).	135
Figura 181 – Detalhe da malha utilizada (ampliação 5x).	135
Figura 182 – Representação do modelo na posição deformada (ampliação 5x).	136
Figura 183 – Curvas P- δ e $\sigma_{rem}-\delta$ para um ângulo de inclinação de 2°	136
Figura 184 – Sistemas de eixos utilizados e localização dos elementos de interface.	137
Figura 185 – Tensões normais segundo x no limiar da plastificação.	137
Figura 186 – Tensões normais segundo y no limiar da plastificação.	138
Figura 187 – Distribuição das tensões σ_n no limiar da plastificação.	138
Figura 188 – Tensões de corte τ_{xy} no limiar da plastificação.	139
Figura 189 – Tensões de corte τ_{xy} após plastificação.	139
Figura 190 – Distribuição de tensões de corte τ_n no limiar e após plastificação.	140
Figura 191 – Distribuições das tensões normais em diferentes localizações.	141
Figura 192 – Distribuições das tensões de corte em diferentes localizações.	141
Figura 193 – Distribuição das tensões de corte a meio do adesivo para sete ângulos de inclinação distintos.	143
Figura 194 – Distribuição das tensões de corte no adesivo, normalizando as tensões relativamente a $\tau_{méd}$	143
Figura 195 – Distribuição das tensões normais no adesivo para sete ângulos de inclinação distintos.	144
Figura 196 – Distribuição das tensões normais no adesivo para sete ângulos de inclinação distintos.	145
Figura 197 – Comparação entre os vários ângulos de inclinação (colapso elástico).	145

Figura 198 – Comparação entre os vários ângulos de inclinação (colapso plástico).....	146
Figura 199 – Evolução da tensão remota com o deslocamento para três espessuras de adesivo (ângulo 2°).....	147
Figura 200 – Evolução da tensão remota com o deslocamento para três espessuras de adesivo (ângulo 45°)....	147
Figura 201 – Valores de σ_C em função de τ_{CED} para ângulos de inclinação de 2 e 3°.....	148
Figura 202 – Valores de σ_C em função de τ_{CED} para ângulos de inclinação de 6 e 15°.....	149
Figura 203 – Rendimento da junta para ângulos de inclinação de 2 e 3°.....	150
Figura 204 – Rendimento da junta para ângulos de inclinação de 6 e 15°.....	150
Figura 205 – Comparação entre os vários tipos de reparação (colapso elástico) – σ_C e η	152
Figura 206 – Comparação entre os vários tipos de reparação (colapso plástico) – σ_{CP} e η	153
Figura 207 – Comparação das tensões segundo a espessura para os três tipos de reparação.....	154
Figura 208 – Tensões normais segundo y para sobreposição simples e dupla.....	154
Figura 209 – Comparação das tensões de corte para os três tipos de reparação.....	155
Figura 210 – Modelo coesivo de dano (de Moura et al. 2000).....	158
Figura 211 – Elementos finitos de interface utilizados.....	160
Figura 212 – Rotura adesiva de uma junta em sobreposição simples.....	161
Figura 213 – Rotura coesiva de uma junta em sobreposição simples.....	162
Figura 214 – Elementos finitos de interface utilizados.....	163
Figura 215 – Rotura adesiva de uma junta em sobreposição simples.....	163
Figura 216 – Rotura coesiva de uma junta em sobreposição simples.....	164
Figura 217 – Rotura intralaminar de uma junta em sobreposição simples.....	164
Figura 218 – Rotura adesiva de uma junta em sobreposição dupla.....	165
Figura 219 – Rotura coesiva de uma junta em sobreposição dupla.....	166
Figura 220 – Rotura interlaminar de uma junta em sobreposição dupla.....	166
Figura 221 – Rotura adesiva de uma junta em sobreposição dupla.....	167
Figura 222 – Rotura coesiva de uma junta em sobreposição dupla.....	167
Figura 223 – Rotura intralaminar de uma junta em sobreposição dupla.....	168
Figura 224 – Elementos finitos de interface utilizados.....	168
Figura 225 – Rotura adesiva de um junta com remendo embebido (ampliação 5x).....	169
Figura 226 – Rotura coesiva de um junta com remendo embebido (ampliação 5x).....	170
Figura 227 – Efeito da redução dos quatro parâmetros simultaneamente.....	171
Figura 228 – Rotura adesiva de uma junta em sobreposição simples com propriedades reduzidas.....	171
Figura 229 – Efeito da redução das tensões limite $\sigma_{u,I}$ e $\sigma_{u,II}$	172
Figura 230 – Efeito da redução dos valores críticos da taxa de libertação de energia G_{IC} e G_{IIC}	173
Figura 231 – Valores de tensão de colapso para diferentes propriedades (sobreposição simples).....	173
Figura 232 – Redução separada de G_{IC} e G_{IIC}	174
Figura 233 – Efeito da redução dos quatro parâmetros simultaneamente.....	175
Figura 234 – Rotura adesiva de uma junta em sobreposição dupla com propriedades reduzidas.....	175
Figura 235 – Efeito da redução das tensões limite $\sigma_{u,I}$ e $\sigma_{u,II}$	176
Figura 236 – Efeito da redução dos valores críticos da taxa de libertação de energia G_{IC} e G_{IIC}	176
Figura 237 – Valores de tensão de colapso para diferentes propriedades (sobreposição dupla).....	177

Figura 238 – Efeito da redução dos quatro parâmetros simultaneamente.....	178
Figura 239 – Rotura adesiva de uma junta de remendo embebido com propriedades reduzidas.....	178
Figura 240 – Efeito da redução das tensões limite $\sigma_{u,I}$ e $\sigma_{u,II}$	179
Figura 241 – Efeito da redução dos valores críticos da taxa de libertação de energia G_{IC} e G_{IIC}	179
Figura 242 – Valores de tensão de colapso para diferentes propriedades (remendo embebido).....	180
Figura 243 – Juntas de sobreposição simples sem e com chanfro de 0,4 mm.	181
Figura 244 – Variação de σ_C normalizada com com chanfros de dimensões distintas.	182
Figura 245 – Juntas de sobreposição simples sem e com aumento de espessura de adesivo de 0,4 mm.....	183
Figura 246 – Variação de σ_C normalizada com aumentos de espessura de adesivo.....	183
Figura 247 – Junta de sobreposição simples com enchimento de adesivo no furo.....	184
Figura 248 – Processo de rotura para a geometria em análise.	184
Figura 249 – Variação de σ_C normalizada com variação de E apenas no furo.	185
Figura 250 – Alterações à geometria inicial com quatro filetes de dimensões distintas.	185
Figura 251 – Variação de σ_C normalizada com as dimensões do filete utilizado.....	186
Figura 252 – Filete quadrado e aumento de espessura de adesivo em conjunto com filete plano.	186
Figura 253 – Utilização de chanfro na superfície da placa em contacto com o adesivo.	187
Figura 254 – Utilização de chanfro na superfície da placa oposta ao adesivo.....	187
Figura 255 – Variação de σ_C normalizada com as dimensões do chanfro.	188
Figura 256 – Deformação da junta sem chanfro e com chanfro de 0,6 mm.	188
Figura 257 – Junta com filete liso e chanfros.	189
Figura 258 – Junta com filete liso e enchimento do furo com adesivo.	189
Figura 259 – Variação de σ_C normalizada com chanfros de dimensões distintas.	190
Figura 260 – Variação de σ_C normalizada com aumentos de espessura de adesivo.....	190
Figura 261 – Variação de σ_C normalizada com E apenas no furo.....	191
Figura 262 – Variação de σ_C normalizada com as dimensões do filete utilizado.....	192
Figura 263 – Processo de aquecimento das folhas de carbono/epóxico.	194
Figura 264 – Fricção das folhas de carbono.	194
Figura 265 – Revestimento com o filme desmoldante e colocação da fita adesiva.....	195
Figura 266 – Aspecto da placa antes do processo de cura.....	195
Figura 267 – Prensa de pratos quentes.....	196
Figura 268 – Colocação da placa na prensa de pratos quentes.....	196
Figura 269 – Placa durante o processo de cura.....	196
Figura 270 – Ciclo térmico aplicado às placas.	197
Figura 271 – Placa após aplicação do ciclo térmico.....	197
Figura 272 – Equipamento de corte existente do INEGI.....	198
Figura 273 – Lixagem manual dos provetes.....	198
Figura 274 – Colagem dos provetes e posicionamento inicial.	199
Figura 275 – Posicionamento final dos provetes.....	199
Figura 276 – Utilização de grampos para segurar os provetes.....	200
Figura 277 – Utilização de barras de madeira para alinhamento dos provetes.....	200

Figura 278 – Utilização de uma barra de madeira para pressionar os provetes apenas na região pretendida.....	201
Figura 279 – Aspecto final dos provetes.....	201
Figura 280 – Provetes de sobreposição dupla após acabamento (vista lateral).	202
Figura 281 – Equipamento de suporte e solicitação dos provetes.....	202
Figura 282 – Colocação do extensómetro no provete.	203
Figura 283 – Proвете em solicitação no instante antes de partir.	203
Figura 284 – Rotura interlaminar do remendo numa junta de sobreposição simples.	204
Figura 285 – Rotura interlaminar da placa de uma junta de sobreposição simples.	205
Figura 286 – Rotura adesiva de uma junta de sobreposição dupla.	205
Figura 287 – Comparação entre resultados experimentais e numéricos ($t_R=0,6$ mm).	207
Figura 288 – Comparação de E_{eq} para diferentes comprimentos de sobreposição (situações P1 a P4).	208
Figura 289 – Comparação de σ_C para diferentes comprimentos de sobreposição (situações P1 a P4).	208
Figura 290 – Comparação de E_{eq} para diferentes espessuras do remendo (situações P5, P3, P6 e P7).	209
Figura 291 – Comparação de σ_C para diferentes espessuras do remendo (situações P5, P3, P6 e P7).	209

Índice de tabelas

Tabela 1 – Propriedades de alguns materiais compósitos.	35
Tabela 2 – Propriedades mecânicas das placas e do remendo (camada unidireccional) e do adesivo.	92
Tabela 3 – Propriedades geométricas e sequências de empilhamento.	132
Tabela 4 – Quadro resumo para a sequência de empilhamento $(0_2, 90_2)_S$	162
Tabela 5 – Quadro resumo para a sequência de empilhamento $(90_2, 0_2)_S$	165
Tabela 6 – Quadro resumo para a sequência de empilhamento $(0_2, 90_2)_S$	167
Tabela 7 – Quadro resumo para a sequência de empilhamento $(90_2, 0_2)_S$	168
Tabela 8 – Quadro resumo para a junta de remendo embebido.	169
Tabela 9 – Propriedades plásticas do adesivo.	181
Tabela 10 – Geometrias testadas experimentalmente.	193
Tabela 11 – Comparação entre resultados numéricos e experimentais.	207

1 INTRODUÇÃO

O dissertação apresentada foi realizada durante o ano lectivo de 2004/2005 no âmbito do Mestrado em Engenharia Mecânica Ramo de Construções Mecânicas, ministrado na Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, FEUP, e tem como objectivo principal a modelação numérica, utilizando o software ABAQUS®, de reparações em materiais compósitos de polímeros reforçados a fibras de carbono (CFRP). A validação dos resultados obtidos é efectuada pela realização de ensaios experimentais com o equipamento disponível no INEGI. Este assunto assume particular importância nos dias de hoje devido a questões ambientais e económicas, onde há todo o interesse em reparar estruturas em materiais compósitos, em vez de simplesmente as substituir, como é efectuado na maior parte das vezes.

O trabalho apresentado tem como objectivo estudar a reparação de placas em CFRP que sofreram um dano devido a, por exemplo, um embate de uma ave ou uma ferramenta numa asa de um avião. É conhecida a elevada susceptibilidade deste tipo de materiais ao fenómeno do impacto de baixa velocidade, que por sua vez provoca a delaminação entre camadas do material na zona próxima do impacto. O método de reparação estudado consiste na remoção da zona danificada pela execução de um furo e posterior colocação de um ou mais remendos para reforçar a zona fragilizada. Para este efeito são consideradas três geometrias de juntas reparadas distintas: a reparação de uma placa de compósito por sobreposição simples (execução de um furo circular e colocação de um remendo em apenas um dos lados das placas), idêntica à anterior mas em sobreposição dupla (colocação de remendos dos dois lados das placas) e reparação de uma placa por execução de furo tronco-cónico e preenchimento da zona removida por um remendo embebido no próprio material a reparar. O estudo efectuado consiste numa análise bidimensional, sendo que esta simplificação não contabiliza a concentração de tensões normais segundo a direcção da solicitação que se observa na proximidade do furo. Na realidade, o modelo bidimensional simplificado consiste na ligação de duas placas por um ou mais remendos, todos de forma rectangular.

Este trabalho é iniciado por uma introdução aos materiais compósitos, onde são focados os vários tipos de materiais compósitos existentes na actualidade, sendo depois dada particular importância ao tipo de compósitos sobre o qual este trabalho se debruça, isto é, os compósitos CFRP. Nesse âmbito, é caracterizada a lâmina unidireccional, bem como o laminado compósito, constituído por várias camadas de compósito unidireccional. É também feita uma ligeira descrição dos vários tipos de rotura que um laminado pode sofrer, bem como do mecanismo de dano de impacto de baixa velocidade.

A descrição do estado da arte actual na área da reparação de materiais compósitos é objecto de uma revisão bibliográfica detalhada no capítulo 4. Esta descrição encontra-se dividida em análise numérica e análise experimental. A primeira apresenta os métodos analíticos e numéricos mais relevantes no estudo e cálculo da

resistência de juntas coladas e reparadas. São consideradas as ligações por sobreposição simples e dupla, bem como por remendos embebidos. São ainda referidos alguns trabalhos onde se consideram alterações geométricas com vista à maximização da resistência da junta. A secção termina fazendo referência a alguns modelos de progressão de dano, incluindo o modelo utilizado na presente dissertação para a simulação de início e propagação do dano por via numérica. A análise experimental refere-se a alguns resultados práticos obtidos, muitas das vezes como complemento dos trabalhos numéricos referenciados. Os resultados reportam-se não só a cálculos de resistência, mas também aos diferentes modos de rotura possíveis e as condições em que acontecem.

No capítulo 5 é apresentado o estudo numérico efectuado, onde em primeiro lugar se considera uma aproximação bidimensional para as juntas de sobreposição simples e dupla, bem como para as juntas de remendo embebido. São traçadas as distribuições de tensões mais relevantes observadas nas juntas, como as tensões normais segundo a espessura e de corte no adesivo, entre outras. São efectuados vários estudos de optimização das dimensões dos componentes de forma a que resistência da junta seja máxima. Os parâmetros estudados incluem o comprimento de sobreposição entre as placas e remendo, e a espessura do remendo (para as juntas de sobreposição), a espessura do adesivo e o ângulo de inclinação (este último apenas para as juntas de remendo embebido). É estudada a influência das propriedades mecânicas do adesivo, bem como o rendimento as juntas, para diversas sequências de empilhamento das placas a reparar. O capítulo é finalizado com a comparação a diversos níveis dos três tipos de reparação considerados.

Uma análise numérica da resistência de reparações é efectuada no capítulo 6, recorrendo a elementos finitos de interface e a um modelo de dano progressivo em modo misto. O modelo utilizado é um modelo coesivo baseado em elementos de interface de seis nós e espessura nula, compatíveis com os elementos bidimensionais de oito nós do ABAQUS®. É simulada a rotura nos três tipos de reparações estudada. É também estudada para as juntas de sobreposição a variação da carga limite de rotura com alguns parâmetros e o efeito de algumas alterações geométricas locais na resistência da junta.

O trabalho experimental efectuado como validação de alguns resultados numéricos obtidos é descrito no capítulo 7. São consideradas apenas juntas de sobreposição simples e dupla neste estudo prático. É focado todo o processo de fabricação e ensaio dos provetes, sendo apresentados os resultados em termos de tensão de rotura dos mesmos. A comparação entre os resultados numéricos e experimentais permitiu a obtenção de algumas conclusões importantes.

2 DEFINIÇÃO DE MATERIAL COMPÓSITO

Todos os estudos de materiais de elevada resistência, rigidez e leves para aplicação em todos os tipos de estruturas, como aviões, barcos, automóveis, submarinos, estruturas de engenharia civil, e componentes de elevado desempenho envolvem materiais reforçados com fibras. As razões deste facto são abordadas ao longo deste capítulo inicial do presente estudo, dedicado à caracterização dos vários tipos de materiais compósitos existentes, com particular incidência nos materiais compósitos reforçados com fibras de carbono, uma vez que estes representam o tipo de material utilizado no trabalho experimental a que este trabalho se refere. É apresentada em primeiro lugar uma unidade básica de material. Nos cantos desta unidade encontram-se os átomos ou moléculas que a constituem, posicionadas por ligações inter-atómicas.

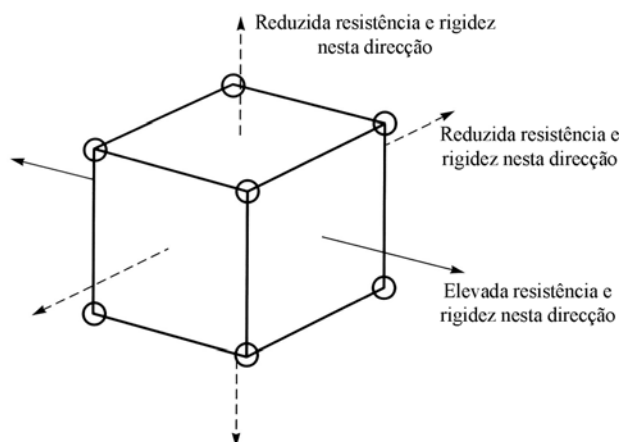


Figura 1 – Unidade básica de material.

É possível verificar que este material apresenta propriedades dependentes da direcção. A diversos graus, muitos materiais, como o ferro, cobre, níquel, carbono e boro apresentam este tipo de característica e com esta dependência direcciona, que é devida às forças das ligações inter-atómicas e inter-moleculares. As ligações são mais resistentes numa direcção do que noutras e a unidade de material apresenta elevada rigidez e resistência na direcção correspondente às ligações mais fortes. No entanto, estas propriedades superiores numa direcção são obtidas à custa de propriedades inferiores ao longo das duas restantes direcções, onde o material apresenta propriedades de resistência e rigidez inferiores. Outras propriedades como a condutibilidade eléctrica e capacidade de condução de calor também podem ser dependentes da direcção de material considerada.

Quando o material é processado em bruto, como por exemplo em fundição, as unidades de material encontram-se orientadas aleatoriamente no volume de material. Como resultado desta orientação aleatória, o

material apresenta propriedades similares em todas as direcções. Na generalidade, as propriedades do material em bruto reflectem as piores propriedades da unidade de material apresentada na Figura 1.

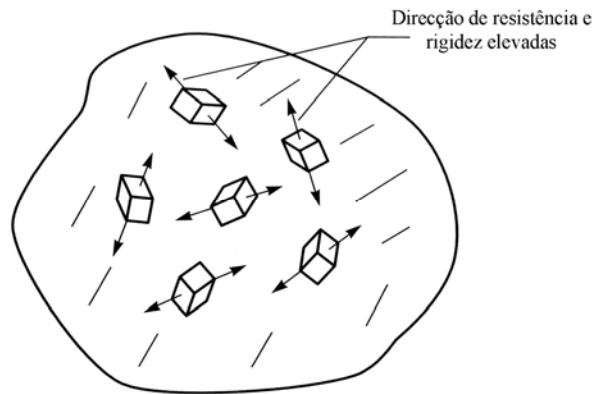


Figura 2 – Orientação aleatória das unidades de material no volume de sólido.

Esta característica de um material apresentar as mesmas propriedades em todas as direcções é denominada de *isotropia*. Então, a resistência mecânica de uma porção de material obtido a partir de um volume de material de aço ou alumínio laminado, é idêntica, independentemente da direcção em que a porção de material é maquinada (na realidade isto não é verdade, pois a laminagem altera a microestrutura do material, o que provoca diferentes propriedades na direcção de laminagem). Se o material for processado de forma a alinhar as direcções de propriedades superiores todas na mesma direcção, é possível preservar algumas das propriedades de elevada resistência e rigidez de uma unidade de material isolada, contrariando a isotropia do material em bruto. Este tipo de processamento do material leva a que as direcções de elevada resistência mecânica e rigidez coincidam, produzindo um elemento de material denominado por fibra (Figura 3).

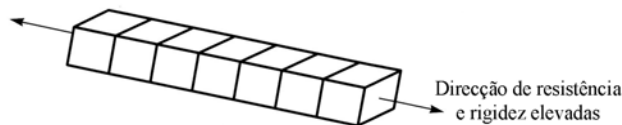


Figura 3 – Fibra com elementos orientados.

As fibras apresentam dimensões bastante reduzidas comparadas com o material em bruto e apresentam características bastante superiores na direcção do seu comprimento. Uma fibra típica pode apresentar um diâmetro de $1\text{-}10 \times 10^{-6}$ m e um comprimento 10-100 vezes superior. O processamento cuidadoso das fibras permite obter fibras microscópicas com propriedades muito semelhantes às da unidade básica de material. No entanto, a tentativa de alongar demasiado a fibra pode causar imperfeições e impurezas. Para fibras do tipo cristalino, como a grafite, a imperfeição pode ser uma deslocação ou mesmo a ausência de um átomo de carbono. Para fibras do tipo polimérico como o Kevlar, a inclusão de partículas estranhas pode ser motivo de impureza. Estes desvios da forma ideal influenciam significativamente a resistência e rigidez da fibra e tornam-se no elo fraco da mesma. Este tipo de imperfeições também pode provocar um aumento das resistências eléctrica e térmica, conduzindo a propriedades de condutibilidade deficientes. As fibras utilizadas como reforço podem ser

dispersas aleatoriamente na matriz, conduzindo a um comportamento global quase-isotrópico, ou podem ser orientadas segundo uma ou mais direcções, conduzindo a um comportamento não isotrópico. No caso das fibras serem curtas (comprimento 10-100 vezes o seu diâmetro), é impossível o seu alinhamento e a sua utilização como reforço conduz a um material invariavelmente de comportamento quase-isotrópico.

No caso de valores de comprimento superiores ao referido atrás, a fibra tem a designação de fibra longa, sendo nesta situação fácil a operação que conduz ao seu alinhamento, levando a um reforço selectivo no material em que são incorporadas. Como uma fibra longa apresenta um comprimento muitas vezes superior a uma fibra curta, a probabilidade ou mesmo o número de imperfeições é superior, originando propriedades mecânicas inferiores. Devido a estas possíveis imperfeições no seu processamento, as características mecânicas de um determinado tipo de fibras são variáveis aleatórias onde é importante reter os seus valores médios e de desvio para as caracterizar. Devido a esta natureza aleatória das propriedades das fibras, muitos investigadores aplicam métodos estatísticos para estudar a resistência de materiais compósitos reforçados com fibras.

Outro aspecto importante a salientar é que, devido ao diâmetro extremamente reduzido destas fibras de reforço, às vezes é mais conveniente manusear grupos ou cordões de fibras. Estes cordões são compostos por centenas de fibras isoladas e são semelhantes a cordas de fibras, sem no entanto apresentarem os padrões de cruzamento que estas últimas apresentam.

2.1 Utilização das propriedades mecânicas das fibras

A partir do momento em que é possível produzir fibras de elevadas características mecânicas, imediatamente surge o desafio: como utilizar este material como reforço? De facto, é necessário alinhar as fibras com a carga, é necessário que a carga seja transferida para as fibras, e ainda é necessário que as fibras mantenham a sua forma e posicionamento durante a fase de absorção da carga imposta. Outro aspecto igualmente importante é o facto das fibras necessitarem de se apresentar num formato que as torne fáceis de manipular e aplicar como reforço. A figura seguinte ilustra o mecanismo básico de transferência de uma carga de tracção, F , num cordão de fibras. Essencialmente, o cordão de fibras encontra-se envolvido e ligado a outro material, denominado de matriz, que idealmente deve garantir todos os aspectos focados acima.

A matriz, com características bastante inferiores de resistência mecânica e rigidez, não só envolve o cordão de fibras como também penetra nele e envolve cada fibra, proporcionando uma ligação que permite a transferência de força entre fibras. A matriz efectua a transferência de força entre fibras por um esforço de corte ao longo do comprimento de cada fibra. Este facto pode ser verificado pela Figura 4, onde se constata que devido à força F , um esforço de corte existe ao longo da superfície da fibra, o que por sua vez provoca nesta um esforço de tracção.

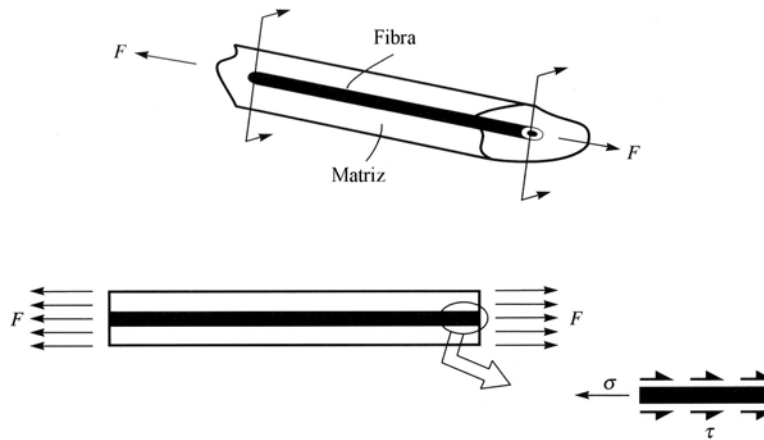


Figura 4 – Conjunto fibra-matriz.

Nas extremidades da fibra, as tensões de corte na sua superfície são bastante elevadas, ao passo que a tensão axial é reduzida (Figura 5). À medida que aumenta a distância da extremidade da fibra a tensão de corte diminui, aumentando a tensão axial. A partir de uma determinada distância da extremidade da fibra, a tensão de corte na interface fibra/matriz torna-se muito reduzida, ao passo que a tensão axial na fibra atinge o seu valor máximo. Este fenómeno mantém-se constante até próximo da outra extremidade da fibra, onde o fenómeno já apresentado se repete. Normalmente, esta distância característica referida é muitas vezes menor do que o comprimento da própria fibra.

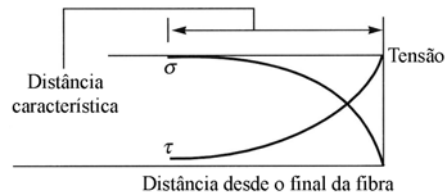


Figura 5 – Conjunto fibra-matriz e tensões desenvolvidas.

Se for considerado o carregamento em compressão, é necessário adicionar o efeito de encurvadura. Como o sentido da tensão de corte é o oposto ao caso anterior, a tensão axial na fibra será de compressão, obtendo o seu valor máximo a uma determinada distância da extremidade da fibra.

O caso apresentado de solicitação de compressão (Figura 6) é idêntico ao anterior, excepto no que respeita ao fenómeno de encurvadura: de facto, constata-se que a resistência à compressão de algumas fibras é tão reduzida que estas tendem a dobrar e ceder, tal como um cordão vulgar. Outras fibras são mais resistentes e apresentam um comportamento similar a colunas esbeltas e entram em rotura por um fenómeno típico de encurvadura. Para prevenir estes dois tipos de fenómenos, a fibra ou cordão de fibras devem ser restringidos lateralmente, sendo esta restrição provocada pela matriz.

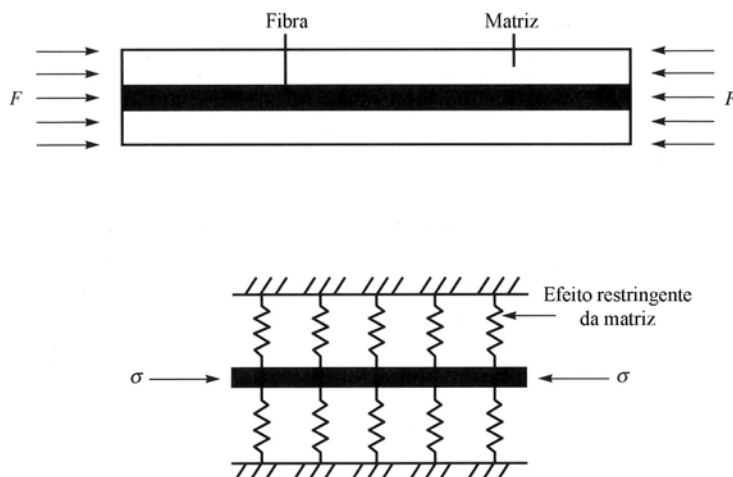


Figura 6 – Cordão de fibras carregado em compressão e efeito restringente provocado pela matriz.

Em resumo, pode-se afirmar que a matriz apresenta como funções principais promover a transferência de carga para as fibras e evitar a sua encurvadura. No entanto, apresenta também como função manter as fibras alinhadas segundo uma determinada direcção e paralelas entre si, mantendo essa forma inalterável antes e depois da aplicação da carga. A figura seguinte representa a secção de um compósito com matriz polimérica de epóxico e reforçado a fibra de grafite.

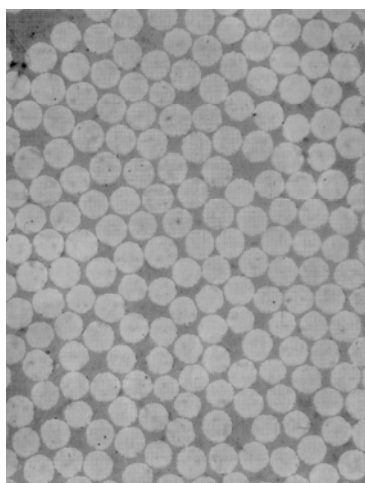


Figura 7 – Secção de um compósito reforçado a fibra de grafite.

É possível ver uma região sem fibras, no canto superior esquerdo da figura, sendo esta região denominada de região rica em resina. Estas regiões podem aparecer como resultado de deficiências no processo de produção do compósito. Devem-se tomar precauções no sentido de as minimizar, pois diminuem a resistência do compósito. A disposição das fibras de reforço paralelamente numa matriz de material polimérico resulta num material compósito reforçado a fibra com elevadas propriedades mecânicas na direcção das fibras e propriedades significativamente inferiores nas duas direcções mutuamente perpendiculares à direcção das fibras. Este facto deve-se às inferiores propriedades das fibras na sua direcção transversa. Além disso, se um material

compósito for solicitado perpendicularmente à direcção das fibras, a maior parte da força será transmitida pela matriz e não pelas fibras. Este facto pode ser constatado considerando o compósito da Figura 7 solicitado horizontalmente. Outro facto que é determinante nesta redução de propriedades mecânicas nas direcções transversas à direcção das fibras é a ligação entre a matriz e as fibras, pois estas ligações serão altamente solicitadas em esforço transverso. Assim, quanto menos resistente for esta ligação, menos resistente e rígido será o material compósito nas direcções transversas. De facto, a rotura progressiva das ligações em solicitação transversa provoca uma redução da rigidez ao longo dessa direcção, bem como a destruição do material compósito e diminuição das condutibilidades térmica e eléctrica. Por este facto, tem sido desenvolvido um esforço considerável no desenvolvimento de técnicas conducentes a uma melhor ligação entre matriz e fibras, nomeadamente em termos de técnicas de tratamento superficial das fibras, antes da sua ligação com a matriz.

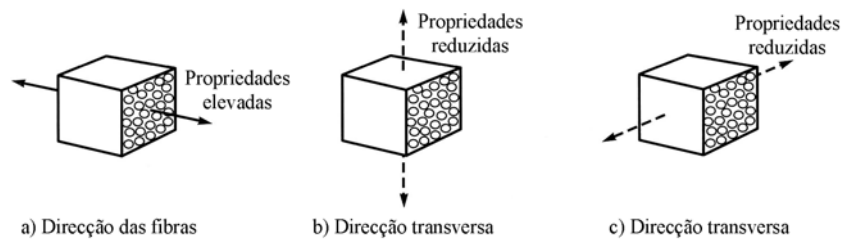


Figura 8 – Variação das propriedades com a direcção de solicitação.

Sendo assim, e como a Figura 8 indica, embora a utilização de fibras unidireccionais como reforço conduza a um aumento considerável das propriedades mecânicas numa direcção (a direcção das fibras), as propriedades nas duas direcções perpendiculares às fibras não são aumentadas da mesma forma, mantendo-se bastante reduzidas e próximas das propriedades da matriz. Além deste aspecto, a resistência mecânica e rigidez do compósito também são reduzidas para outro tipo de solicitação: a solicitação de corte. A figura seguinte representa um pequeno volume de material compósito reforçado com fibras e sujeito a três solicitações de corte, com a respectiva correspondência aos tipos de solicitação nas fibras que estas solicitações provocam.

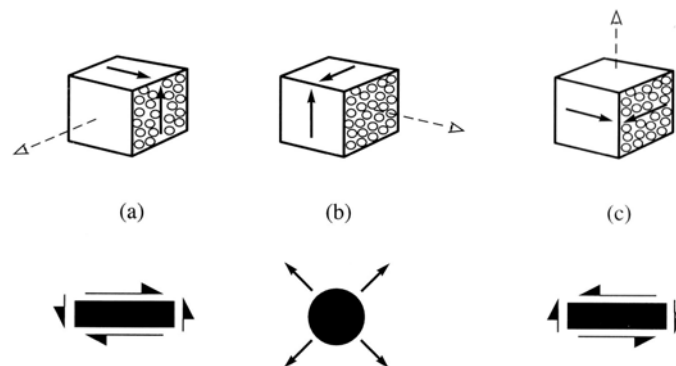


Figura 9 – Solicitações de corte num material compósito.

O primeiro aspecto que se pode verificar nestes três tipos de solicitações simples de corte, é que em nenhum destes casos são utilizadas as elevadas características mecânicas existentes na direcção das fibras. Em todos estes três casos a resistência mecânica do compósito depende principalmente da ligação entre a matriz e as

fibras, quer em esforço de corte (nos casos a) e c)) ou de tracção (no caso b)). Adicionalmente, a resistência da matriz é amplamente utilizada para resistir aos esforços de corte. Esta deficiência em termos de resistência ao corte é tão séria como a verificada para solicitação nas direcções transversas à direcção das fibras. Devido a estas mesmas deficiências, e devido à forma como este material é processado (em placas unidireccionais), os componentes fabricados em material compósito são usualmente fabricados por sobreposição de várias lâminas ou camadas, cujo número pode ir desde apenas algumas unidades até às centenas.

Embora a maior parte das camadas se encontre orientada com a direcção da solicitação, algumas camadas podem encontrar-se orientadas especificamente para contrariar as fracas propriedades do compósito nas direcções transversas à orientação das fibras. Apesar deste inconveniente, propriedades como a resistência e rigidez específicas, que representam estas características divididas pela densidade do material, são muito superiores às de muitos materiais metálicos. Como consequência, o peso de uma estrutura construída em polímero reforçado a fibra, para satisfazer os mesmos requisitos de resistência, é significativamente inferior ao peso de uma estrutura construída com os materiais metálicos mais correntes.

2.2 Os laminados compósitos

Uma camada de material compósito é uma camada formada por fibras dispostas de forma unidireccional ou tecido com fibras cruzadas numa matriz. No caso das fibras unidireccionais, a camada é denominada de camada unidireccional e apresenta a configuração apresentada na Figura 10.

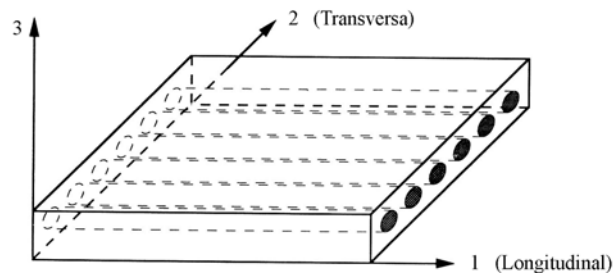


Figura 10 – Camada de material compósito.

A camada de material compósito unidireccional é ortotrópica (contém três planos mutuamente perpendiculares de simetria) com os eixos principais na direcção das fibras (direcção 1), normal às fibras no plano da camada (direcção 2) e normal ao plano da camada (direcção 3). Estes eixos principais são denominados de 1, 2 e 3, respectivamente. Um laminado compósito consiste em duas ou mais camadas de compósito (unidireccionais ou em tecido) sobrepostas com a mesma orientação ou em orientações diferentes (Figura 11).

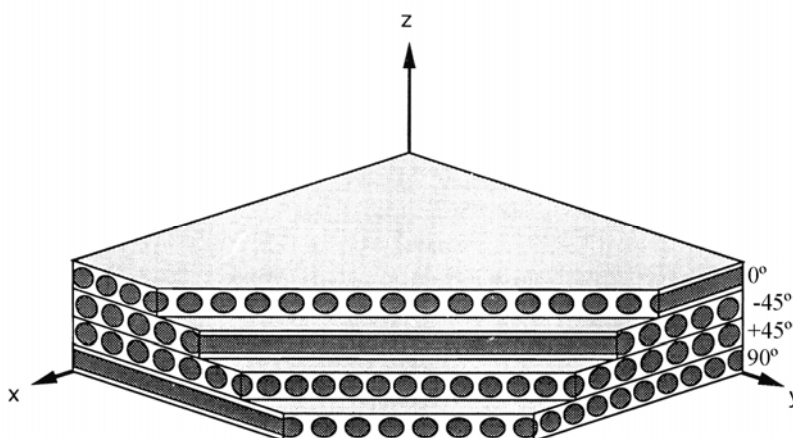


Figura 11 – Camadas de material compósito sobrepostas em várias orientações.

A Figura 11 representa um material compósito composto por quatro camadas unidirecionais sobrepostas, onde a camada superior apresenta um ângulo entre a orientação das fibras e o eixo dos xx de 0° e as inferiores de -45° , $+45^\circ$ e 90° , por ordem decedente.

No caso mais geral, as camadas podem ter espessuras diferentes e consistirem de tipos de fibras (unidirecionais ou tecido) distintas, bem como serem de materiais diferentes. Como os eixos principais de cada camada diferem de camada para camada, é utilizado um sistema de eixos convencional para caracterizar a orientação das camadas, (x,y,z) na Figura 11, onde a orientação de uma dada camada é definida como sendo o ângulo entre o eixo dos xx e o eixo principal da camada (eixo definido pela orientação das fibras), medido no sentido anti-horário no plano xy .

Os laminados compósitos contendo camadas de dois ou mais tipos de materiais são denominados por laminados compósitos híbridos. Por exemplo, um laminado compósito híbrido pode ser composto por camadas unidirecionais de fibra de vidro/epóxico, fibra de carbono/epóxico e fibra de aramida/epóxico empilhadas numa determinada sequência. Nalguns casos pode ainda ser vantajoso utilizar diferentes tipos de fibras na mesma camada de material compósito, como vidro e carbono, ou aramida e carbono. Estes compósitos são denominados de laminados compósitos híbridos intra-camadas. Obviamente que a combinação destes últimos também é possível.

A designação que caracteriza os laminados compósitos inclui indicações acerca do número, tipo, orientação e ordem de empilhamento das camadas. A configuração que indica a composição das camadas e a exacta sequência das várias camadas é denominada por sequência de empilhamento. A figura seguinte representa o sistema global de coordenadas utilizado considerando um laminado compósito de N camadas. A porção superior da figura representa um plano de corte no plano $x-z$ (ou plano $y=0$), ao passo que a porção inferior representa uma vista de plano do laminado.

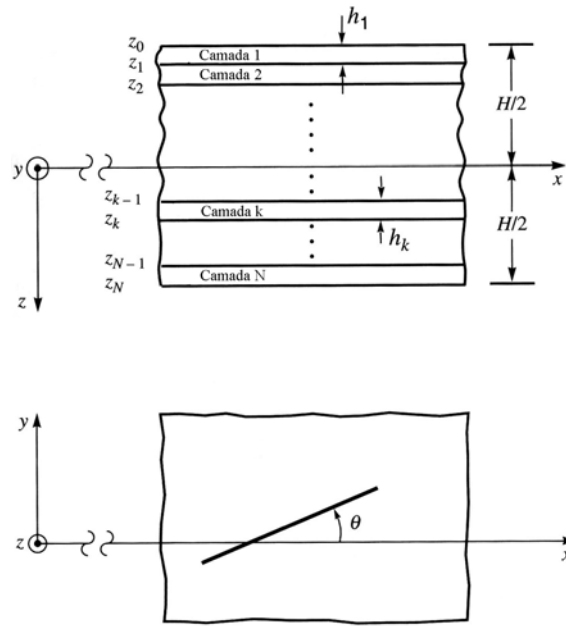


Figura 12 – Nomenclatura utilizada.

São apresentados alguns exemplos de seqüências de empilhamento:

6 camadas unidireccionais $[0/0/0/0/0/0]=[0_6]$

Camadas cruzadas simétricas $[0/90/90/0]=[0/90]_s$

$$[0/90/0]=[0/\overline{90}]_s$$

Camadas em ângulo simétricas $[+45/-45/-45/45]=[±45]_s$

$$[30/-30/30/-30/-30/30/-30/30]=[±30]_{2s}$$

Camadas assimétricas $[30/-30/30/-30/30/-30/30/-30]=[±30]_4$

Laminados multidireccionais $[0/45/-45/-45/45/0]=[0/±45]_s$

$$[0/0/45/-45/0/0/0/0/-45/45/0/0]=[0_2/±45/0_2]_s$$

$$[0/15/-15/15/-15/0]=[0/±15/±15/0]_T=[0/(±15)_2/0]_T$$

Laminados híbridos $[0_K/0_K/45_C/-45_C/90_G/-45_C/45_C/0_K/0_K]_T=[0_{2K}/±45_C/G]_s$

Os caracteres em subscrito e os símbolos significam o seguinte:

número em subscrito = múltiplo de camadas

s = sequência simétrica

T = número de camadas totais

barra sobre o número = laminado simétrico relativamente a este número

No caso de laminado híbrido os símbolos representam fibras de Kevlar (K), fibras de Carbono (C) e fibras de vidro (Glass) (G). São apresentados dois exemplos de sequências de empilhamento: $[\pm 45/0]_s$ à esquerda e $[(\pm 45/0)_2]_T$ à direita.

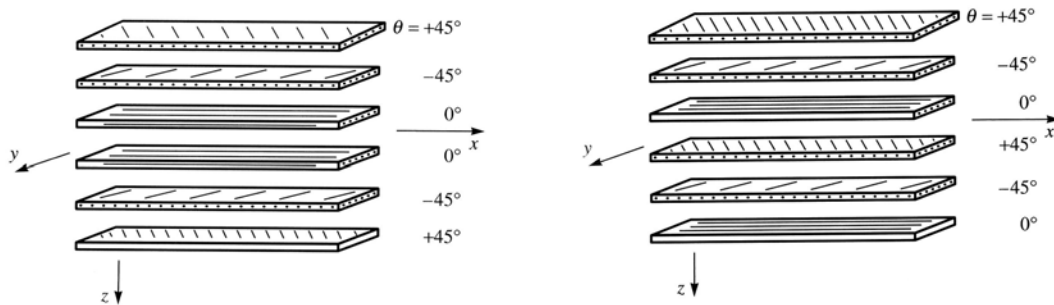


Figura 13 – Exemplos de sequências de empilhamento.

A figura seguinte representa uma secção de um laminado compósito de carbono-epóxico com onze camadas com orientações de fibras distintas.

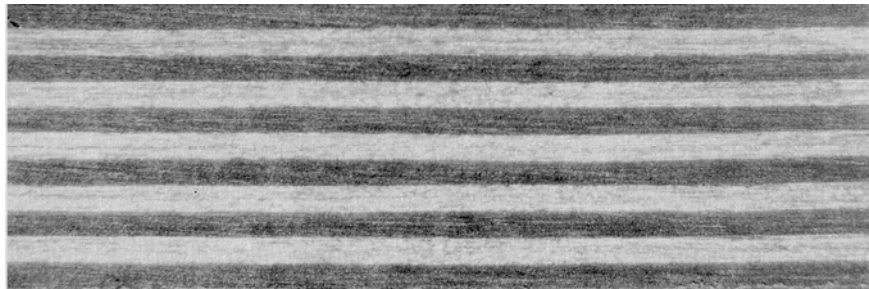


Figura 14 – Laminado compósito com onze camadas de compósito unidireccional.

A espessura do laminado é apenas de 3 mm, consistindo de cinco camadas de fibras orientadas a 0° (camadas mais claras) e seis camadas a 90° (camadas mais escuras). Tendo em consideração a sua sequência de empilhamento, é possível verificar que este compósito se encontra melhor adaptado a uma situação em que as solicitações são ligeiramente superiores na direcção perpendicular ao plano do papel do que paralelamente a este. Da mesma forma se constata que este compósito não seria indicado para solicitações de corte no plano do laminado. No entanto, existe ainda a possibilidade de algumas camadas se encontrarem com outras orientações para além dos 0° e 90° no presente caso. Por exemplo, se algumas camadas se encontrassem a ângulos como 30° ,

45° e 60° , verificar-se-ia um aumento da resistência ao corte no plano atrás referido. Um laminado sujeito a solicitações de tensão axial e corte necessitaria de camadas a ângulos de 0° e 90° para suportar as solicitações axiais e camadas a 45° para suportar as solicitações de corte. A relação entre camadas com estas direcções depende das magnitudes das duas solicitações.

O exemplo seguinte exemplifica a diferença em termos de flexão de um laminado compósito composto por quatro camadas. No primeiro caso as camadas exteriores apresentam uma orientação de 0° e as camadas interiores uma orientação de 90° , ao passo que no segundo caso as posições invertem-se. Como a Figura 15 mostra, quando sujeitos ao mesmo valor de momento-flector, o primeiro laminado $([0/90]_s)$ apresenta uma deformação inferior ao segundo $([90/0]_s)$.

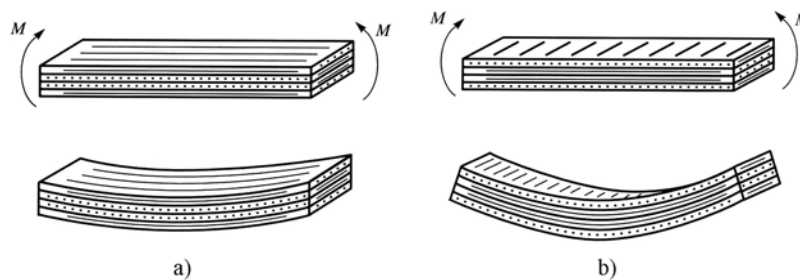


Figura 15 – Diferenças na deformação de flexão de dois laminados compósitos.

No primeiro caso as fibras que resistem ao momento encontram-se mais distantes da linha neutra, resultando numa maior rigidez à flexão e, conseqüentemente, a uma menor deformação. O segundo caso apresentado considera os mesmos laminados, mas sujeitos a um esforço de tracção.

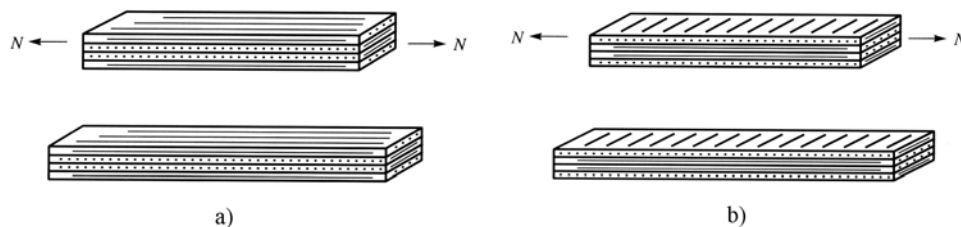


Figura 16 – Diferenças no esforço axial de dois laminados compósitos.

Neste caso, a deformação dos dois laminados compósitos será idêntica, sendo que para esta situação contribui o facto de cada laminado ter duas camadas paralelas e outras duas perpendiculares à solicitação.

2.3 Vantagens típicas dos materiais compósitos

O advento dos materiais compósitos avançados reforçados a fibras é considerado por muitos autores como sendo a revolução tecnológica mais importante desde o motor a jacto. A designação de avançado refere-se aos materiais compósitos com características excepcionais de resistência e rigidez específicas, como são os

compósitos reforçados a fibras de boro e grafite, por oposição aos compósitos de uso mais corrente e características inferiores como são os compósitos reforçados a fibras de vidro. Estes materiais avançados apresentam principalmente duas características bastante superiores aos restantes materiais de engenharia: a resistência e rigidez específicas, isto é, por unidade de massa. Por exemplo, uma aplicação em compósito, com a mesma resistência e rigidez da mesma aplicação em aço de alta resistência, pode apresentar um peso inferior em 70%. Estes compósitos podem chegar a ser três vezes mais rígidos do que o alumínio, o material mais utilizado na indústria aeronáutica, produzindo assim estruturas que chegam a pesar apenas 60% das mesmas estruturas em alumínio. Além destes factos, os componentes em material compósito podem ser processados de forma a que satisfaçam determinados requisitos de resistência e rigidez nas direcções de solicitação. As vantagens dos materiais compósitos podem-se sintetizar em excelentes características mecânicas, baixo custo e peso reduzido.

2.3.1 Vantagens de resistência e rigidez

As características mecânicas em que os compósitos mais se destacam dos restantes são a resistência mecânica e rigidez, características que se superiorizam ainda mais dos restantes materiais de engenharia se forem considerados em termos específicos, isto é, para a mesma massa. Em primeiro lugar são analisadas as propriedades dos materiais constituintes, a fibra e a matriz, que contribuem para a resistência da lâmina unidireccional. De seguida mostra-se como as características da lâmina influenciam as características do laminado.

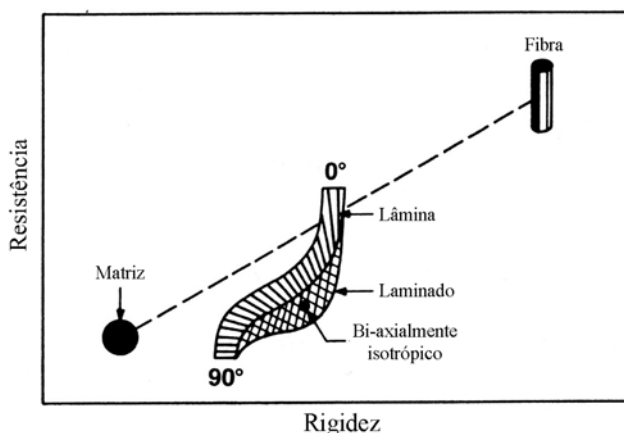


Figura 17 – Características de resistência e rigidez.

É possível verificar que as fibras de reforço utilizadas nos compósitos apresentam características excepcionais de resistência e rigidez. Estas fibras são combinadas com o material da matriz, tipicamente de resistência e rigidez reduzidas, formando uma lâmina unidireccional. Esta lâmina apresenta propriedades altamente dependentes da orientação, sendo as propriedades mais elevadas obtidas na direcção das fibras. Perpendicularmente às fibras (para 90°), as propriedades são as mais reduzidas, sendo próximas das propriedades da matriz. Sendo um laminado compósito constituído por uma sobreposição de várias lâminas unidireccionais com orientações iguais ou distintas entre si, as propriedades deste encontram-se compreendidas entre as de uma lâmina a 0° e uma lâmina a 90°. Numa região intermédia encontra-se uma combinação de

sobreposições de lâminas que criam um compósito bi-axialmente isotrópico, devido ao facto de ter propriedades idênticas em pelo menos duas direcções perpendiculares entre si. A Figura 18 evidencia uma representação de resistência e rigidez específicas para alguns compósitos e outros materiais de engenharia.

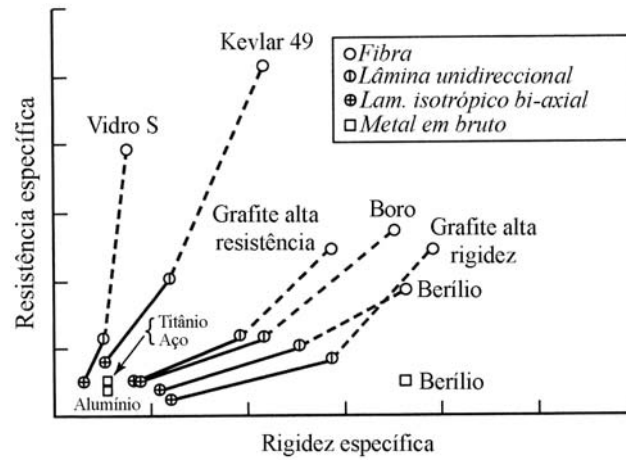


Figura 18 – Resistência e rigidez específicas para alguns materiais.

A Tabela 1 representa as características mecânicas típicas de vários tipos de materiais compósitos, dando particular relevância aos materiais com matriz polimérica reforçado a fibras de vidro ou carbono.

Tabela 1 – Propriedades de alguns materiais compósitos.

Propriedade	Vidro E/ epóxico	Vidro S/ epóxico	Kevlar/ epóxico	Carbono/ PEEK	Carbono/ epóxico	Carbono/ poliamida	Grafite/ epóxico	Boro/ epóxico	Boro/ alumínio	SiC/ alumínio	SiC/ cerâmica
Rácio de volume de fibras	0,55	0,50	0,60	0,58	0,65	0,45	0,57	0,50	0,50	0,43	0,39
Densidade [g/cm ³]	2,10	2,00	1,38	1,57	1,60	1,54	1,59	2,03	2,65	2,85	2,72
Módulo de Young longitudinal (E_1 , [GPa])	39	43	87	131	177	216	294	201	235	204	121
Módulo de Young transversal (E_2 , [GPa])	8,6	8,9	5,5	8,7	10,8	5,0	6,4	21,7	137	118	112
Módulo transversal (G_{12} , [GPa])	3,8	4,5	2,2	5,0	7,6	4,5	4,9	5,4	47	41	44
Maior coeficiente de Poisson (ν_{12})	0,28	0,27	0,34	0,28	0,27	0,25	0,23	0,17	0,30	0,27	0,20
Menor coeficiente de Poisson (ν_{21})	0,06	0,06	0,02	0,02	0,02	0,01	0,01	0,02	0,17	0,12	0,18
Tensão cedência longitudinal (F_{10} , [MPa])	1080	1280	1280	2060	2860	807	589	1380	1373	1462	393
Tensão cedência transversal (F_{20} , [MPa])	39	49	30	78	49	15	29,4	56	118	86	22
Tensão cedência ao corte (F_6 , [MPa])	89	69	49	157	83	22	49,1	62	128	113	-
Deformação de rotura long. (ε_{1t})	0,028	0,029	0,015	0,016	0,016	0,004	0,002	0,007	0,006	0,009	0,008
Deformação de rotura trans. (ε_{2t})	0,005	0,006	0,005	0,009	0,005	0,003	0,005	0,003	0,001	0,001	0,0002
Tensão cedência compressão long. ([MPa])	620	690	335	1080	1875	655	491	1600	1573	2990	-
Tensão cedência compressão trans. ([MPa])	128	158	158	196	246	71	98,1	125	157	285	-
Coef. expansão térmica long. ([10 ⁻⁶ /°C])	7	5,0	-2,0	-0,2	-0,3	0	-0,1	6,1	6,0	9,1	4,05
Coef. expansão térmica trans. ([10 ⁻⁶ /°C])	21	26	60	24	30	25,3	26	30	20	17,8	4,15
Coef. expansão humidade long. (β_1)	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
Coef. expansão humidade trans. (β_2)	0,2	0,2	0,3	0,3	0,2	0,2	0,3	0,2	0	0	0

2.4 Aplicações típicas dos materiais compósitos

Este capítulo descreve as aplicações mais comuns dos materiais compósitos, nomeadamente GFRP e CFRP, respectivamente polímeros reforçados a fibra de vidro e carbono. No que concerne às áreas de maior aplicação dos materiais compósitos, existem três grandes áreas: indústria aeroespacial, automóvel e artigos de desporto. Este facto justifica-se por estas áreas necessitarem da utilização de produtos de elevado desempenho, nomeadamente em termos de características mecânicas. Outras possíveis aplicações existem, nomeadamente aplicações onde se verifique um elevado grau de humidade como produtos para a marinha e também produtos para a indústria química, devido principalmente à excelente resistência à corrosão destes materiais.

2.4.1 Indústria aeroespacial

A indústria aeroespacial tem contribuído nos últimos anos para o desenvolvimento e aplicação dos compósitos reforçados com fibras de vidro, carbono, aramida e boro. De facto, os compósitos reforçados com carbono e aramida têm vindo a ser utilizados em foguetes e mísseis, devido à sua elevada resistência específica. Uma das aplicações iniciais dos compósitos reforçados com fibras de carbono foi a indústria aeronáutica/espacial, devido às propriedades características destes materiais em termos de expansão térmica. De facto, verifica-se que por exemplo o carbono apresenta um coeficiente de expansão térmica extremamente reduzido e negativo segundo a direcção das fibras. Este detalhe permite desenhar as estruturas alinhando a direcção das fibras de forma a que a estrutura apresente uma distorção extremamente reduzida com a variação de temperatura. As estruturas espaciais, como a representada na figura seguinte, utilizam fibras de carbono de elevado módulo e resinas especialmente formuladas para que a estrutura apresente uma estabilidade dimensional extremamente elevada.

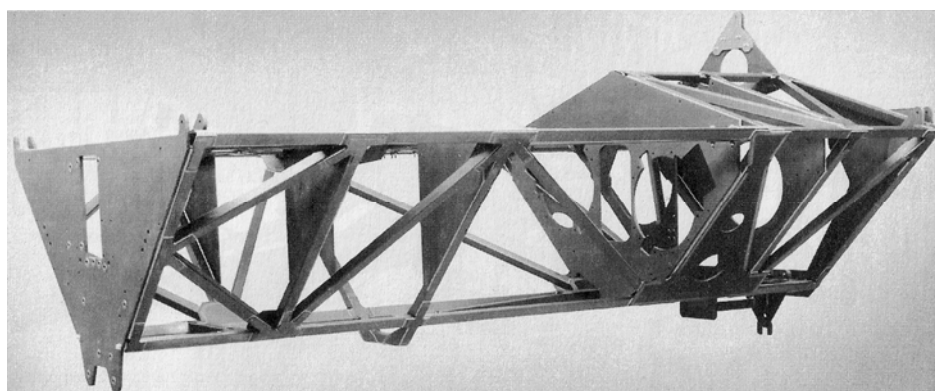


Figura 19 – Banco óptico para aplicação aeroespacial, produzido em CFRP.

Os compósitos reforçados a fibras de carbono, e por vezes também os compósitos reforçados a fibras de aramida, têm sido também amplamente utilizados em aviões e helicópteros militares, devido aos seus elevados valores de resistência e rigidez específicas. Por exemplo, o helicóptero do exército Norte-Americano Comanche

utiliza compósitos reforçados com fibras de carbono em cerca de 70% da sua estrutura, bem como nas suas hélices. O avião militar V-22 Osprey apresentado na figura seguinte utiliza compósito reforçado com fibras de carbono em 40% da sua estrutura e compósito reforçado com fibras de vidro em 8% da mesma.



Figura 20 – V-22 Osprey, utilizando compósitos em cerca de 50% da sua estrutura.

A aplicação de materiais compósitos na aviação comercial tem sido bastante inferior à verificada para a aviação militar devido principalmente aos custos elevados deste tipo de material, bem como de processamento. A companhia Airbus introduziu em 1985 um estabilizador vertical em carbono/epóxico nos seus aviões, sendo que a partir dessa data tem vindo a aumentar o número de componentes em compósito. Este avião já inclui também o estabilizador traseiro em compósito, utilizando também este material em muitas outras aplicações como superfícies de controlo, portas de acesso e outros componentes. O avião comercial Boeing 777 (Figura 21), introduzido recentemente no mercado, também utiliza estabilizadores horizontais e verticais em compósito reforçado com fibras de carbono. O estabilizador horizontal e de cauda deste avião apresentam comprimentos de 2 e 10 m, respectivamente, sendo integralmente constituídos por carbono/epóxico endurecido. Este avião apresenta uma lotação de 400 passageiros e 10% do seu peso em compósitos.

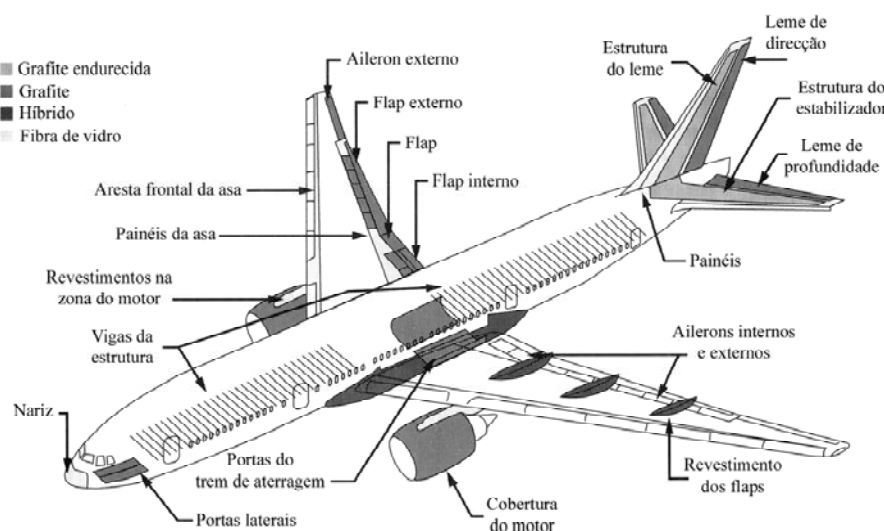


Figura 21 – Utilização de materiais compósitos no avião comercial Boeing 777.

Embora os compósitos reforçados com fibras de vidro tenham sido utilizados na aviação comercial desde já algum tempo, este aumento recente na sua utilização representa um avanço significativo. Foi pois necessário uma optimização em termos de problemas de desenho dos componentes, fiabilidade, custos de processamento e de material para que este grande passo pudesse ter sido dado. A uma escala mais reduzida, a introdução no mercado do jacto comercial Beech Starship, construído por uma estrutura integral em carbono/epóxico, representou por outro lado outro avanço significativo na utilização destes materiais de elevado desempenho na aviação comercial.

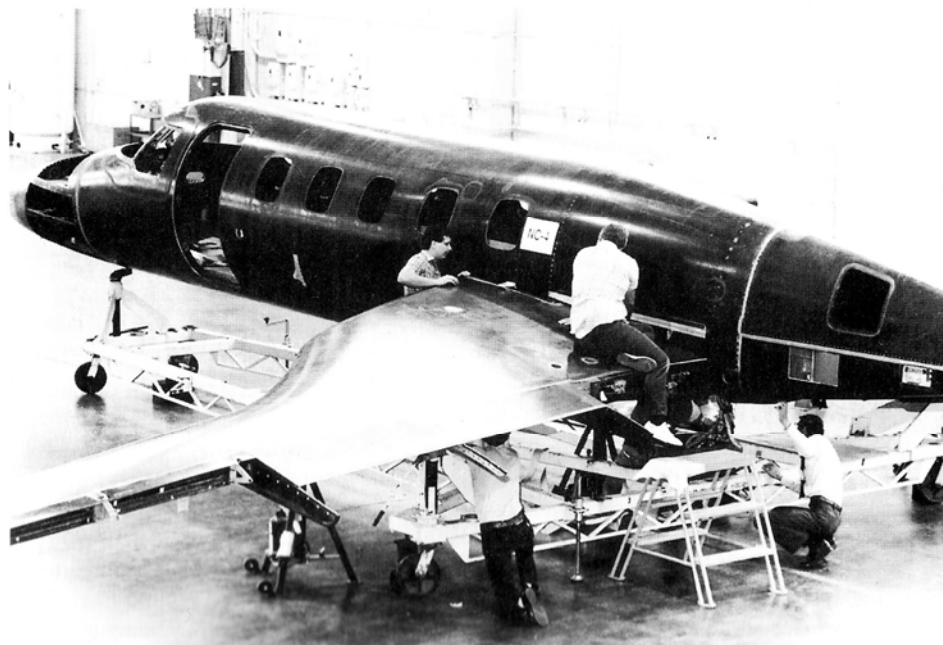


Figura 22 – Avião Beech Starship de estrutura integralmente em CFRP.

Outro avanço significativo na utilização de compósitos nesta indústria foi a fabricação pela primeira vez de pás de turbina em compósito para o motor GE90, utilizado no Boeing 777. Estas pás eram em carbono/epóxico endurecido, tendo sido escolhido este material devido às suas quase insuperáveis características de rigidez e resistência mecânica específicas, bem como resistência ao impacto. De facto, apesar da resistência ao impacto ser um problema para os compósitos reforçados com fibras na sua generalidade, testes efectuados a este compósito em particular revelaram que a combinação fibras de carbono/epóxico endurecido de elevada tenacidade apresentava características de impacto superiores às pás de turbina em titânio, utilizadas anteriormente para esta aplicação.

2.4.2 Material de desporto

Os materiais compósitos têm vindo a tornar-se populares em algumas aplicações para desporto. Uma destas aplicações em que os compósitos reforçados com fibras de carbono foram inicialmente utilizados foi os tubos de tacos de golfe. O seu peso reduzido e rigidez elevada permitiram a concentração do peso do taco de

golfe na sua extremidade, aumentando assim o desempenho do mesmo. Estas tubagens eram produzidas pelo processo de enrolamento filamental. As raquetes de ténis também são usualmente fabricadas em compósito reforçado com fibras de carbono. Os compósitos reforçados com fibras de vidro têm também aplicação neste campo, nomeadamente em arcos de tiro ao alvo.

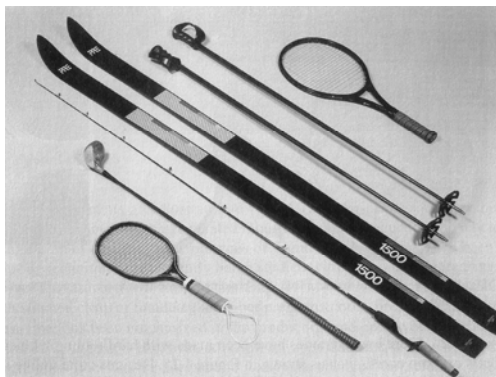


Figura 23 – Acessórios de desporto processados em material compósito.

Nestas aplicações, os factores primordiais para a escolha de materiais compósitos como matéria-prima são a rigidez específica e elevada capacidade de absorção de vibrações. É usual o processamento de canas de pesca em material compósito, cujo preço, relativamente elevado, pode ser reduzido devido à produção de grandes séries.

Outra aplicação típica dos materiais compósitos reforçados com fibras é em mastros de barcos à vela, sendo utilizadas fibras de vidro como reforço em barcos de custo moderado e fibras de carbono em alta competição. Entre estes dois tipos de reforço, o carbono permite obter um peso inferior, mas obriga a maiores cuidados no sentido de prevenir danificação accidental. Os compósitos reforçados com fibras de carbono são actualmente os materiais de eleição para a construção de chassis em carros de fórmula 1, devido às razões óbvias de resistência e rigidez específicas, mas também devido a estes proporcionarem melhores características de protecção dos ocupantes em caso de acidente.



Figura 24 – Veículo de fórmula 1 com chassis de carbono/epóxico.

A história da utilização de compósitos reforçados com fibras de carbono neste contexto é deveras interessante: os compósitos foram a dada altura introduzidos por algumas equipas de fórmula 1, tendo as restantes copiado a ideia após escassas corridas, devido ao aumento de competitividade dos veículos fabricados em carbono/epóxico, provocado pelo reduzido peso da sua estrutura.

No mercado de barcos de recreio, a utilização de compósitos reforçados a fibras de vidro encontra-se amplamente difundida devido à sua elevada resistência à corrosão e custo reduzido. As canoas e kayaks de competição são processadas em fibra de aramida. Alguns barcos de alta competição, nomeadamente na America's Cup, utilizam cascos em fibra de carbono. A barreira mais evidente à utilização destes compósitos é o seu custo elevado, sendo que a redução no custo dos mesmos produziria um aumento significativo na sua utilização. Outro produto que tem vindo a utilizar os compósitos carbono/epóxico é o quadro de bicicleta. Neste caso, os processos mais difundidos são o de enrolamento filamentar e de entrelaçar cordões de fibras na forma de tubo, e fixação por insertos de material metálico, ou mesmo de material compósito. A figura seguinte mostra uma bicicleta cujo quadro é de material compósito.



Figura 25 – Quadro de bicicleta em compósito carbono/epóxico.

Quadros de bicicleta mais exóticos têm sido produzidos, utilizando processos bastante diversos, como de mandris insufláveis ou utilização de núcleos de espuma.



Figura 26 – Quadro de bicicleta em compósito carbono/epóxico.

2.4.3 Indústria automóvel

A utilização de compósitos na indústria automóvel tem sido relativamente reduzida, apesar de existirem algumas previsões há alguns anos no sentido oposto. Alguns exemplos de materiais compósitos utilizados em veículos incluem molas de lâminas, veios de transmissão e compósitos de fibras curtas utilizados em alguns painéis. A figura seguinte ilustra uma mola de lâminas processada em material compósito.

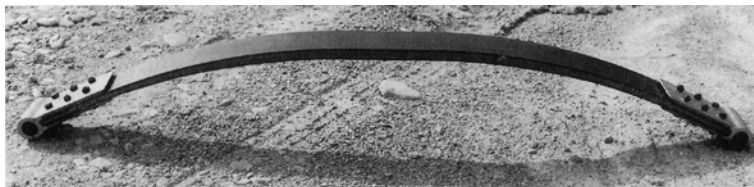


Figura 27 – Mola de lâminas.

Em aplicações automóveis, a principal barreira na utilização de compósitos tem sido o seu elevado custo. Têm sido construídas estruturas em material compósito como protótipos, sendo estudadas as melhores formas de redução nos custos de processamento, de forma a tornar a utilização de compósitos mais viável. Até agora o processo mais promissor é o RTM (Resin Transfer Molding), onde a matriz é em poliuretano de cura rápida. Os compósitos em fibra de vidro têm sido também utilizados em protótipos de estruturas de automóveis. No entanto, é questionável a viabilidade da substituição do aço por compósito reforçado a fibra de vidro, e se a redução no peso justifica esta mudança. Cada vez mais esta hipótese é de ter em conta, devido ao sucessivo aumento do preço dos combustíveis.

2.4.4 Infraestruturas

Um possível mercado para aplicação de compósitos é o mercado de infraestruturas, como edifícios e pontes. Por exemplo, a utilização de materiais compósitos tem vindo a ser considerada como reforço de estruturas de betão. A corrosão em reforços de aço é um problema a superar, particularmente em pilares de pontes submersos, conduzindo à deterioração da resistência da estrutura. Devido a este facto, compósitos reforçados a fibras de vidro e de carbono têm vindo a ser utilizados como materiais substituindo o aço. Estes materiais também têm vindo a ser considerados para reforço de edifícios e pontes no que concerne à resistência sísmica. No entanto, e como seria de esperar, o custo representa uma barreira considerável para este tipo de aplicação.

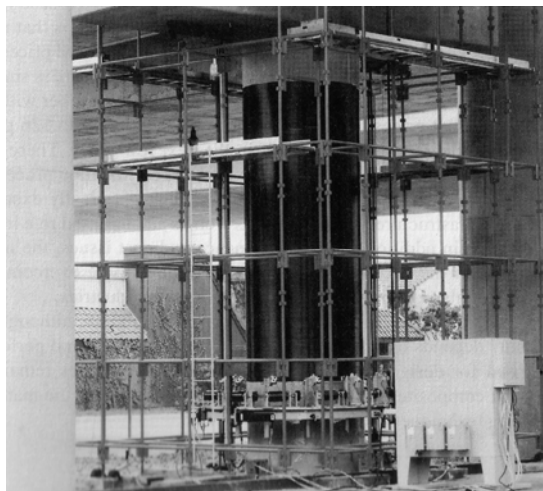


Figura 28 – Reforço de uma coluna de ponte com compósito para aumento da resistência sísmica.

A Figura 28 representa um reforço a uma coluna de uma ponte. Estudos experimentais mostraram que as colunas de pontes melhoram significativamente o seu desempenho quando reforçadas desta forma, não só em termos de aumento de resistência sísmica como também de resistência mecânica.

3 MECANISMOS DE ROTURA E DANO EM MATERIAIS COMPÓSITOS

Sendo este trabalho dedicado ao estudo de reparações em materiais compósitos, são apresentados neste capítulo alguns dos mecanismos de rotura mais comuns neste tipo de materiais, bem como um tipo de solicitação, que conduzem à necessidade de reparação dos mesmos. O tipo de solicitação abordado será o impacto de baixa velocidade, devido à susceptibilidade dos materiais compósitos neste tipo de situações. Esta susceptibilidade, associada à elevada frequência com que estas situações ocorrem, justificam a abordagem deste tema neste trabalho, dedicado às reparações de materiais compósitos.

O primeiro mecanismo de rotura abordado é o de rotura por tensão axial na direcção das fibras. Este tipo de rotura depende das imperfeições do material, na medida em que estas fragilizam as secções do material. A Figura 29 representa este fenómeno.

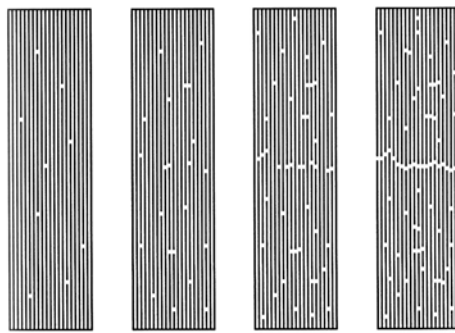


Figura 29 – Imperfeições no material que estão na base da rotura axial.

Estas imperfeições influenciam a rotura em tracção na direcção das fibras, uma vez que, em todo o material, haverá uma secção em que as descontinuidades entre fibras atingem o seu valor máximo, dando-se a rotura por essa secção. As figuras seguintes evidenciam este tipo de rotura.

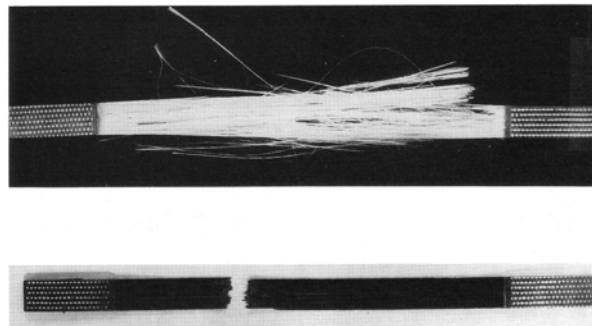


Figura 30 – Rotura de um material compósito por tracção na direcção das fibras.

A figura seguinte representa uma ampliação de uma secção de um compósito de carboneto de silício/cerâmica (SiC/CAS) que sofreu rotura por tracção na direcção das fibras.

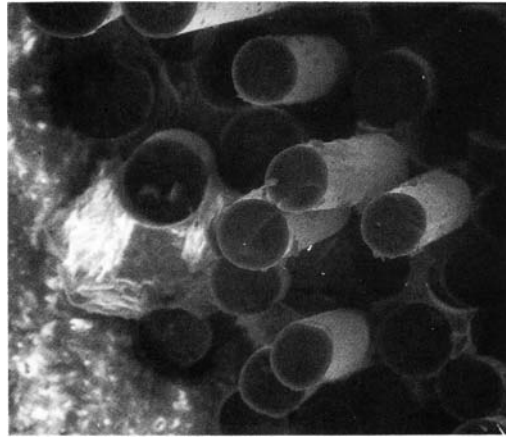


Figura 31 – Rotura de um compósito de SiC/CAS devido a tensão axial.

Quando o compósito se encontra carregado por forças de compressão no sentido das fibras o fenómeno que tem lugar é um fenómeno de microencurvadura das fibras. A Figura 32 ilustra os dois processos de microencurvadura possíveis, dependendo da tenacidade das fibras. A Figura 33 ilustra a situação em que um compósito de fibras de elevada rigidez é sujeito a um esforço de compressão segundo a direcção das fibras, resultando na rotura das mesmas.

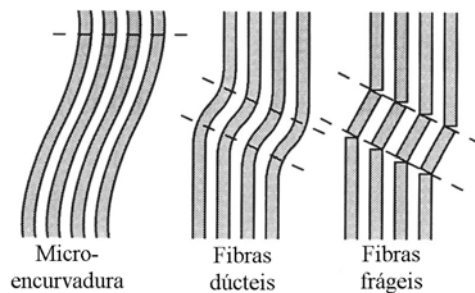


Figura 32 – Possíveis formas de microencurvadura.

A Figura 33 e a Figura 34 evidenciam o processo de microencurvadura num compósito de carbono/epóxico, onde a figura à esquerda destaca uma superfície de fractura resultante de microencurvadura e a figura à direita evidencia a rotura de fibras devido ao mesmo processo. A Figura 35 traduz o processo de rotura de um compósito reforçado com fibras solicitado por tracção num plano perpendicular ao plano das fibras.

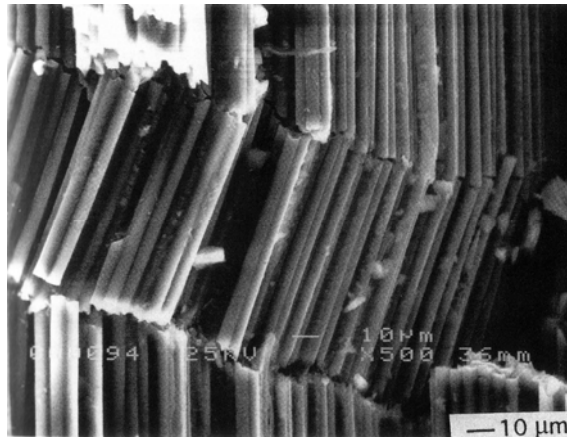


Figura 33 – Rotura de fibras por microencurvadura devido a carregamento de compressão.

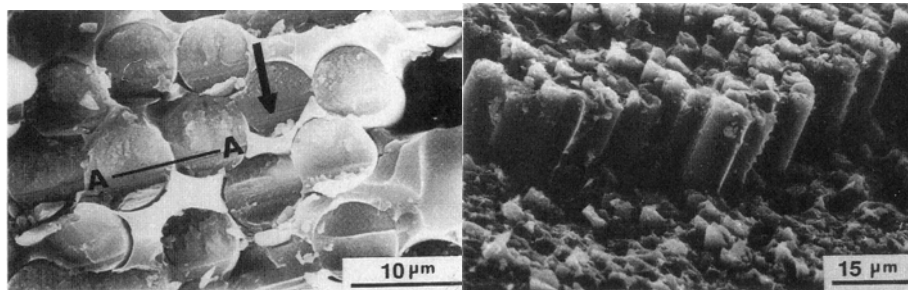


Figura 34 – Fractografias de um CFRP sujeito a microencurvadura por carga longitudinal de compressão.

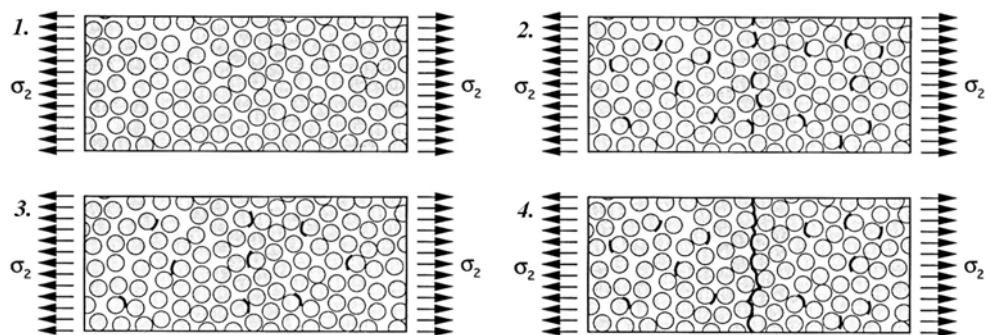


Figura 35 – Rotura de um compósito solicitado em tracção num plano perpendicular à direcção das fibras.

Este processo inicia com perdas de coesão locais entre fibras e resina, dando-se a rotura no momento em que as perdas de coesão formam uma linha contínua ao longo de toda a secção do compósito.

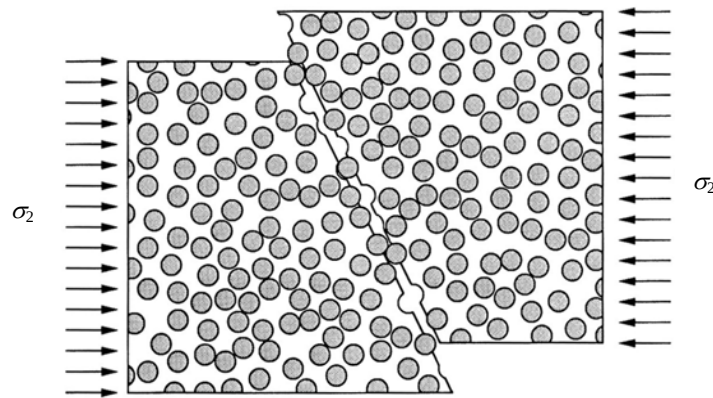


Figura 36 – Rotura de um compósito solicitado em compressão num plano perpendicular à direcção das fibras.

A Figura 36 ilustra a situação em que a rotura no compósito tem lugar devido a uma solicitação de compressão num plano perpendicular à direcção das fibras. As figuras seguintes permitem ver a superfície do compósito que sofreu rotura da forma enunciada.

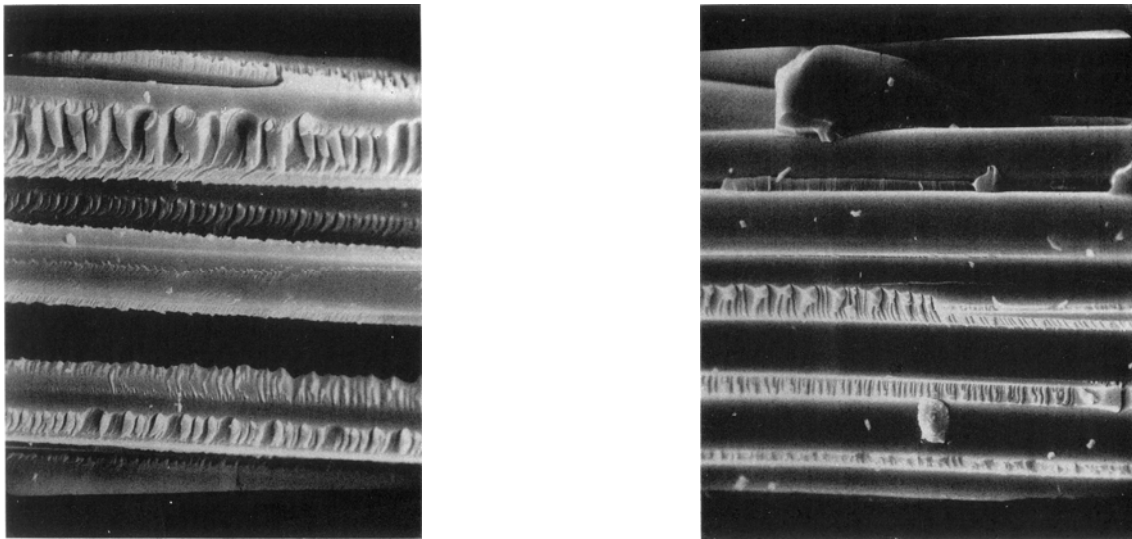


Figura 37 – Superfície de rotura para matriz frágil (esquerda) e dúctil (direita).

Como referência final neste capítulo é apresentado o fenómeno de *impacto de baixa velocidade*, devido à elevada susceptibilidade destes materiais a este processo de dano. A figura seguinte ilustra este processo.

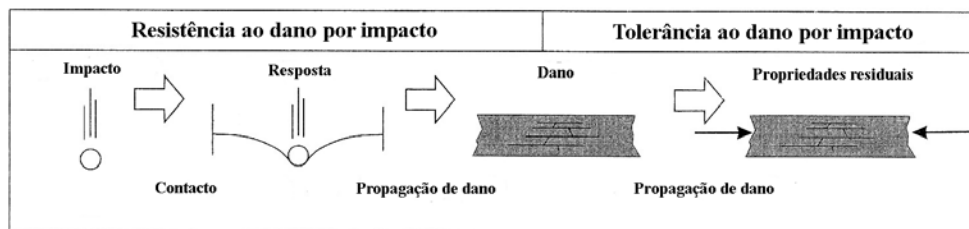


Figura 38 – Impacto de baixa velocidade em materiais compósitos.

O fenómeno de impacto de baixa velocidade causa frequentemente reduções significativas na resistência e estabilidade de estruturas em laminados compósitos. A redução de propriedades mais crítica é usualmente a da resistência mecânica à compressão. Por este motivo, têm sido feitos nos últimos anos diversos estudos no sentido de caracterizar este fenómeno em estruturas compósitas.

Uma possível metodologia para tratar este fenómeno e o seu efeito na resistência residual de estruturas em laminados compósitos consiste na divisão em sub-blocos, que dividem um problema complexo em alguns problemas de menor complexidade. Esta divisão encontra-se esquematizada na figura anterior. A maior parte dos estudos experimentais que têm sido feitos nesta área têm-se focado na *resistência ao dano por impacto*, matéria que lida com o dano causado por um impacto, e na *tolerância ao dano por impacto*, que lida com o efeito do dano na resistência e estabilidade da estrutura. Outros estudos mais limitados têm sido feitos focando o aspecto da resposta ao impacto, isto é, a resposta estrutural e formação de dano durante o impacto, aspecto necessário para se compreender os factores que governam a resistência ao impacto. Modelos para analisar a resposta ao impacto e resistência residual têm vindo a ser gradualmente desenvolvidos para diminuir os testes de certificação e tornar o design mais eficiente. O objectivo final de todos estes estudos focados na mecânica do impacto é o de combinar eficientemente a resistência ao impacto e a tolerância ao dano por impacto para minimizar os efeitos indesejáveis de uma determinada solicitação. A figura seguinte ilustra o processo de iniciação e propagação de dano devido a um fenómeno de impacto.

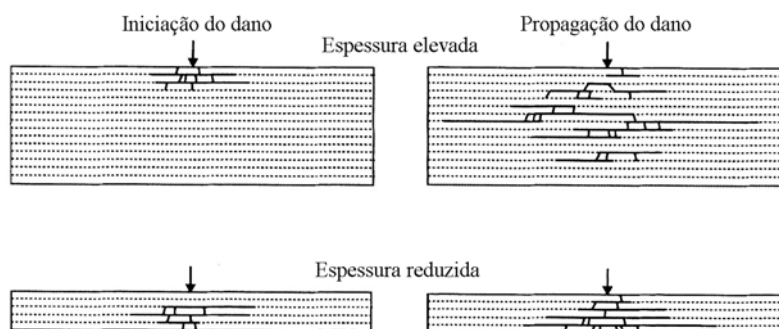


Figura 39 – Iniciação e crescimento do dano devido a um fenómeno de impacto.

A iniciação do dano devido a este tipo de fenómeno dá-se geralmente pela rotura da matriz, seguida de delaminação, e eventualmente rotura de fibras (quase inexistente). As delaminações em compósitos de elevada espessura iniciam-se tipicamente numa interface próxima da superfície que sofreu o impacto, ao passo que as delaminações em compósitos de reduzida espessura iniciam nas camadas mais afastadas da superfície onde é aplicada a solicitação. A propagação da delaminação, em compósitos de espessura elevada ocorre numa região em forma de barril pelo crescimento de delaminações em torno do plano médio da espessura, embora se possa verificar uma delaminação de elevadas dimensões nas camadas mais afastadas da superfície do impacto. O crescimento das delaminações em compósitos de espessura reduzida dá-se numa região cônica, iniciando-se na interface mais afastada da superfície de impacto, devido à flexão, evoluindo progressivamente até à superfície oposta. Em ambos os casos, as delaminações iniciam-se nas interfaces entre camadas com orientações diferentes.

4 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA SOBRE REPARAÇÕES EM MATERIAIS COMPÓSITOS

O presente trabalho encontra-se relacionado com os diversos tipos de reparação existentes em materiais compósitos reforçados com fibras de carbono, um tema que tem suscitado nestes últimos anos a atenção da comunidade científica internacional. Este interesse deve-se não só às dificuldades inerentes à reciclagem do material em causa, que torna a substituição de um componente danificado num problema ambiental, como também aos custos da substituição do componente danificado, algumas vezes incontroláveis. Assim, o presente capítulo pretende mostrar de uma forma clara e sucinta o actual estado da arte, nomeadamente os métodos experimentais de determinação da resistência de compósitos reparados por diferentes processos, como o de sobreposição simples, dupla ou remendos embebidos no material a reparar. São também apresentadas as curvas de tensões desenvolvidas nas regiões de interesse da junta reparada, bem como técnicas para as reduzir, com o objectivo de aumentar a resistência da junta. Outro aspecto relevante que também é estudado encontra-se relacionado com a dependência da resistência da junta reparada com os parâmetros materiais e geométricos relativos à junta. Este estudo também será feito, mais uma vez com o objectivo de maximizar a resistência da junta.

4.1 Análise numérica

Os estudos numéricos utilizados pelos vários autores que se têm debruçado por este tema passam invariavelmente pela utilização do Método dos Elementos Finitos, utilizando elementos bidimensionais ou tridimensionais. O estudo associado aos elementos bidimensionais recorre a elementos de estado plano de deformação, por estes retratarem melhor o campo de tensões gerado numa zona interior da junta. Este tipo de análise obriga à utilização de modelos simplificados do modelo real. Por exemplo, caso se estude o comportamento de uma placa com furo no seu interior remendada de ambos os lados, considera-se simplesmente que a junta é constituída por duas placas de forma rectangular às quais são sobrepostas remendos também rectangulares.

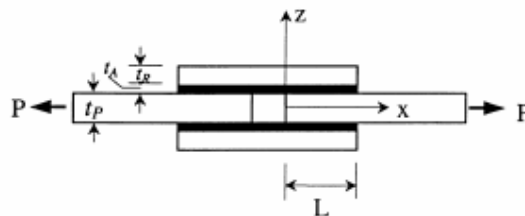


Figura 40 – Modelo simplificado de uma placa com furo circular remendada de ambos os lados.

Este modelo, embora retrate com alguma precisão aquilo que se passa na realidade, sendo aceitável para optimização dos parâmetros que influenciam a resistência da junta reparada, tem aplicação discutível para calcular a resistência da placa reparada (Hu *et al.* 2000). A razão principal para este facto é que este estudo bidimensional considera que a resistência de uma placa em compósito com furo circular é atingida no momento em que ocorre a separação entre as placas e o remendo, seja por rotura pela zona do adesivo ou por colapso do remendo. Esta situação subestima a resistência da junta, pois a placa com furo no seu interior poderá eventualmente ainda suportar alguma carga após perder o suporte dos remendos. Um estudo que envolva o cálculo da resistência de uma placa de compósito reparada deve então passar invariavelmente por uma análise tridimensional, embora uma estimativa, não só da resistência como do modo de rotura, possa ser obtido com um modelo bidimensional. Outro aspecto de realce diz respeito a um fenómeno de concentração de tensões normais segundo a direcção da solicitação na zona do furo circular, fenómeno este não contabilizado nos modelos bidimensionais.

4.1.1 Reparação por sobreposição simples e dupla

Um resultado de certa forma interessante e obtido por diversos autores refere-se à distribuição de tensões de corte ao longo do comprimento de sobreposição do adesivo. A figura seguinte representa, segundo (Davis *et al.* 1999), a distribuição de tensões de corte ao longo do comprimento de sobreposição entre as placas e remendo. Esta distribuição de tensões, verificável genericamente para solicitações de tracção ou compressão, caracteriza-se pelo aparecimento de picos de tensões nas extremidades do comprimento de sobreposição, o que torna mais complicado a análise destas juntas. Estes autores verificaram também que, devido a este facto, se desenvolve uma zona plastificada nas extremidades adesivo que se estende para a zona intermédia do mesmo com o aumento da carga aplicada.

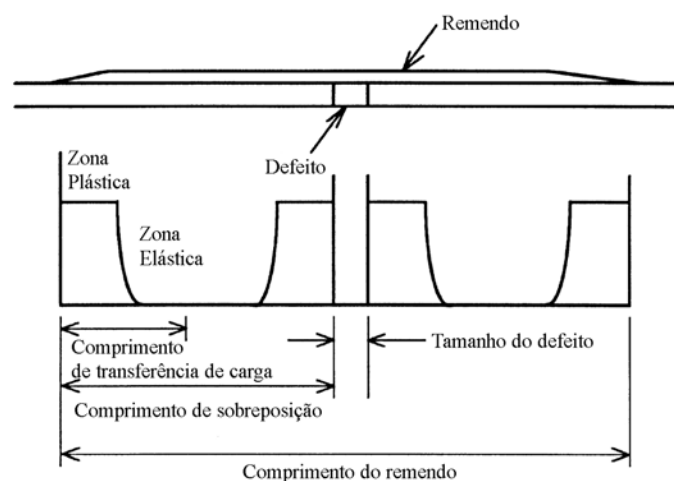


Figura 41 – Tensões de corte ao longo do comprimento de sobreposição (Davis *et al.* 1999).

Também (Hu *et al.* 2000) chegaram a esta conclusão ao estudar a reparação em sobreposição dupla de placas de compósito reforçado com fibras de vidro, sujeitas a uma solicitação de compressão. Associado a este conceito, é definido que existe um comprimento de sobreposição a partir do qual o seu aumento não provoca um aumento da resistência da junta, pelo facto da zona interior desta não se encontrar solicitada. A Figura 42 representa esta situação.

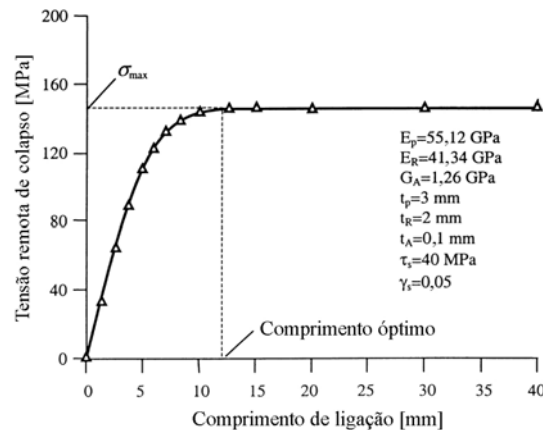


Figura 42 – Comprimento ótimo de sobreposição (Hu *et al.* 2000).

Os mesmos autores estudaram também a influência da rigidez do remendo (módulo de Young x espessura), tendo chegado à conclusão que a relação ótima entre a rigidez do remendo e rigidez da placa era de 0,5, pois a resistência da junta reparada era máxima para este caso.

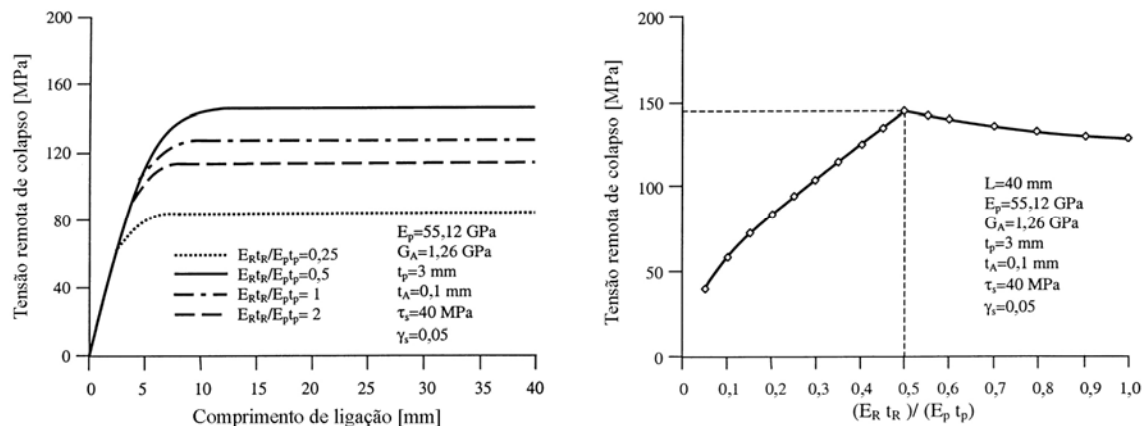


Figura 43 – Influência da rigidez do remendo na resistência da junta (Hu *et al.* 2000).

Os autores averiguaram também a influência das propriedades do adesivo na resistência da junta, tendo-se concluído que a deformação de rotura do adesivo tem um efeito muito mais importante na tensão de rotura da junta reparada do que a tensão de rotura ao corte do mesmo.

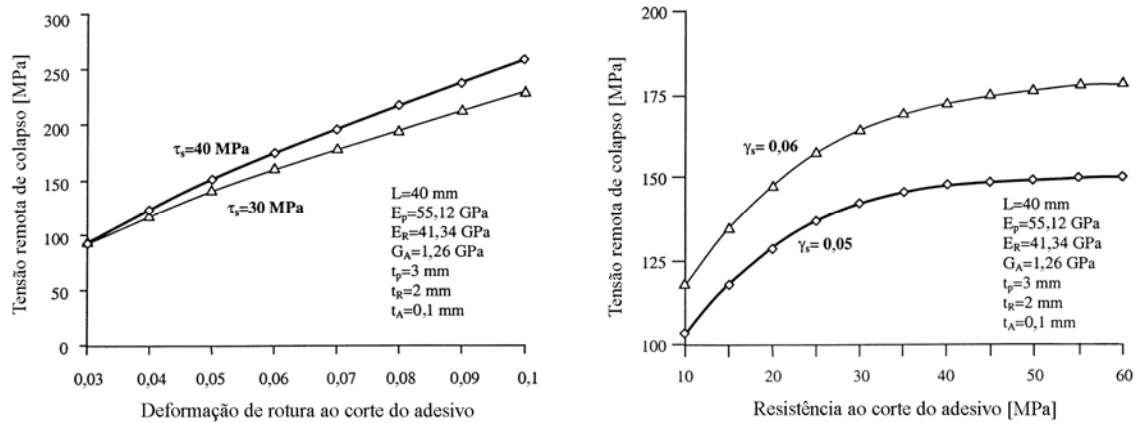


Figura 44 – Influência das propriedades do adesivo na resistência da junta (Hu et al. 2000).

Foi ainda estudada a influência do módulo de corte (G) do adesivo, verificando-se que esta propriedade também tem bastante influência na resistência da junta, na medida em que valores de G mais elevados provocam um aumento da rigidez da mesma.

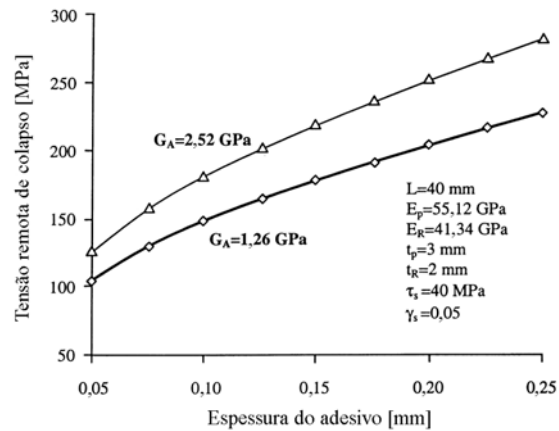


Figura 45 – Influência do módulo de corte do adesivo na tensão de rotura (Hu et al. 2000).

Como o estudo bidimensional é impreciso para uma análise rigorosa do problema, nomeadamente em termos de tensão remota que provoca o colapso da junta reparada, torna-se necessária a utilização de um modelo tridimensional. Na Figura 46 apresentam-se as zonas críticas no que concerne à concentração de tensões.

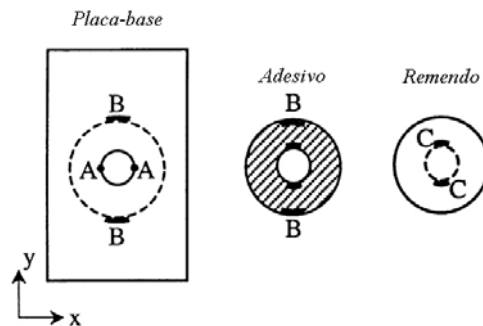


Figura 46 – Zonas críticas em termos de tensões (Hu et al. 2000).

Constata-se que na placa-base a tensão predominante é na direcção do carregamento, tendo sido definidos como críticos os pontos A e B. As tensões nestes pontos dependiam bastante da espessura do remendo, sendo que a região crítica para espessuras reduzidas era a região A, ao passo que para espessuras elevadas era a região B. No adesivo a componente de tensão mais significativa é a tensão de corte τ_{xz} , verificando-se um fenómeno de concentração destas tensões no ponto B do adesivo, estando as restantes zonas relativamente pouco carregadas. As tensões axiais segundo a espessura no adesivo também podem ser motivo de rotura ou de delaminação na placa.

Outros autores, como (Soutis *et al.* 1999), estudaram por elementos finitos tridimensionais os vários parâmetros que influenciam a resistência mecânica de laminados compósitos com reparações.

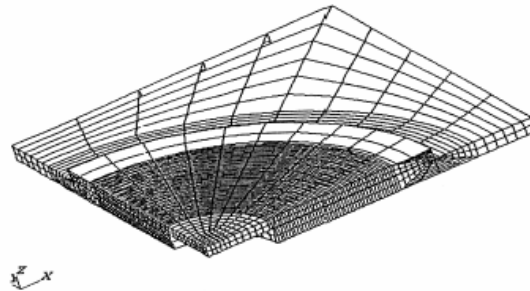


Figura 47 – Malha de elementos finitos utilizada por (Soutis *et al.* 1999).

Um dos resultados interessantes obtidos foi uma comparação das tensões normais na direcção da solicitação desenvolvidas para diferentes valores de espessuras de remendo, resultado este apresentado na figura seguinte.

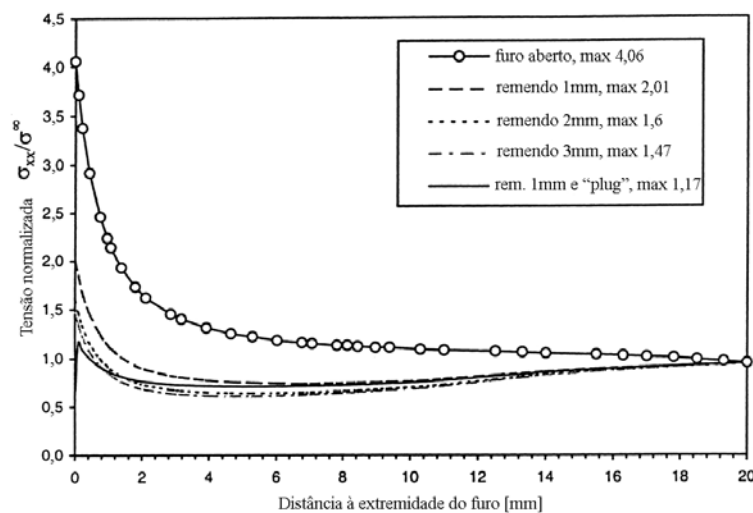


Figura 48 – Valores de tensão σ_x normalizada para várias espessuras de remendo (Soutis *et al.* 1999).

Verifica-se uma diminuição dos picos de tensão devido à introdução dos remendos, independentemente da espessura destes. A partir de uma espessura de remendo de 2 mm, não se observa diferença significativa nas tensões axiais segundo a direcção da solicitação. O preenchimento do furo com adesivo (denominado na literatura por “plug”) reduz significativamente o valor do factor de concentração de tensões, para valores tão reduzidos como 1,17.

(Reis *et al.* 2005) estudaram numericamente e validaram experimentalmente o comportamento mecânico de juntas em sobreposição simples de polipropileno reforçado com fibras de vidro. Numericamente foi considerado um modelo bidimensional em estado plano de deformação, tendo sido utilizados elementos finitos isoparamétricos de oito nós (Figura 49). Foram considerados os comprimentos de sobreposição de 15, 30, 45 e 60 mm. As placas apresentam a sequência de empilhamento +45/0/-45.

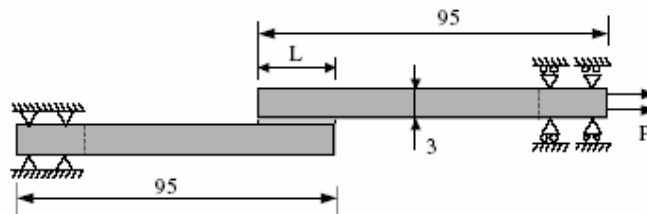


Figura 49 – Geometria e condições fronteira utilizadas em (Reis *et al.* 2005).

Uma análise de tensões ao conjunto permitiu chegar à conclusão que existem concentrações de tensões σ_x e τ_{xy} nas placas a ligar, próximo da interface placa/adesivo, nas duas extremidades do comprimento de sobreposição. Foi estudada a evolução das mesmas tensões com o aumento da carga aplicada, bem como o posicionamento dos picos destas tensões. Comprovou-se que o posicionamento destes picos, localizados próximo das duas extremidades do comprimento de sobreposição, se desloca para o centro deste com o aumento da carga aplicada. Os autores chegaram ainda à conclusão que o comprimento de sobreposição de 30 mm permite uma melhor distribuição de tensões, uma vez que a tensão equivalente de Von Mises máxima é a mais reduzida de todos os comprimentos estudados.

(Ganesh *et al.* 2002) analisaram o efeito da utilização de reparações por sobreposição simples em que as placas apresentavam módulo E variável segundo a direcção da solicitação e ao longo do comprimento de sobreposição (Figura 50). São comparadas as distribuições de tensões ao longo da junta para vários tipos de gradação do módulo E . Os resultados obtidos foram comparados com os relativos a juntas em que as placas apresentavam módulo E constante.

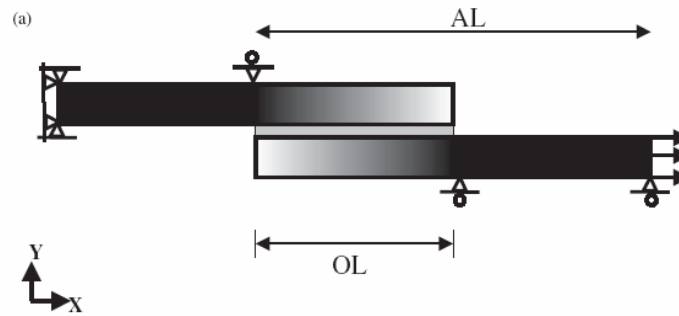


Figura 50 – Geometria, condições fronteira e módulo E variável (Ganesh et al. 2002) e (Boss et al. 2003).

Esta gradação de rigidez é conseguida variando o ângulo segundo o qual as fibras de carbono se encontram entrelaçadas entre si nas camadas de tecido de carbono que constituem as placas. As tensões normais e de corte foram obtidas ao longo do comprimento de sobreposição e a meio do adesivo para três tipos de gradações diferentes. Relativamente às tensões de corte, observou-se em todos os casos um tipo de distribuição na qual existiam dois picos nas extremidades e uma zona central praticamente sem solicitação. A utilização do conceito de gradação do módulo E permitiu, para os três tipos de gradação, uma diminuição dos picos de tensões de corte nas extremidades do comprimento de sobreposição que chegou aos 20%. Este facto levou a um ligeiro aumento nas tensões de corte na zona intermédia do adesivo. Analisando as tensões normais segundo a espessura não se observou variação significativa ($<5\%$) nos respectivos picos. As tensões normais segundo x também apresentam picos nas extremidades e uma zona intermédia não solicitada. A utilização da gradação do módulo E provoca nestas tensões um aumento quer dos picos de tensão nas extremidades, quer das tensões nas zonas intermédias, facto que no entanto não é grave, uma vez que estas tensões são em ordem de grandeza inferiores às duas restantes. O método apresentado foi considerado válido no sentido de reduzir os picos de tensões nas extremidades do comprimento de sobreposição, e assim aumentar não só a resistência estática da junta mas também aumentar a sua resistência à fadiga.

Um trabalho semelhante mas mais detalhado do que o anterior é descrito em (Boss et al. 2003). É estudado o efeito da utilização de juntas cujas placas, em CFRP, possuem rigidez variável. Esta rigidez variável é conseguida de duas formas distintas. Na primeira, as placas apresentam um módulo E variável ao longo do seu comprimento, ao passo que na segunda a variação de rigidez é obtida variando a própria espessura das placas. A primeira solução é conseguida variando o ângulo segundo o qual as fibras se encontram entrelaçadas entre si. Para o estudo realizado, é utilizado o Método de Elementos Finitos para obter as distribuições de tensões que permitem comparar as duas soluções. De uma forma geral, a gradação de rigidez apresenta uma redução das tensões de corte no adesivo mais pronunciada. No entanto, observou-se ser possível combinar as duas soluções propostas para a obtenção de uma junta de características mecânicas superiores. A Figura 50 representa esquematicamente uma junta com gradação de rigidez ao longo do comprimento de sobreposição, conseguido através variação do ângulo segundo o qual as fibras são entrelaçadas. A Figura 51 evidencia os três tipos de soluções apresentadas para variação da rigidez por via de alteração da espessura das placas.

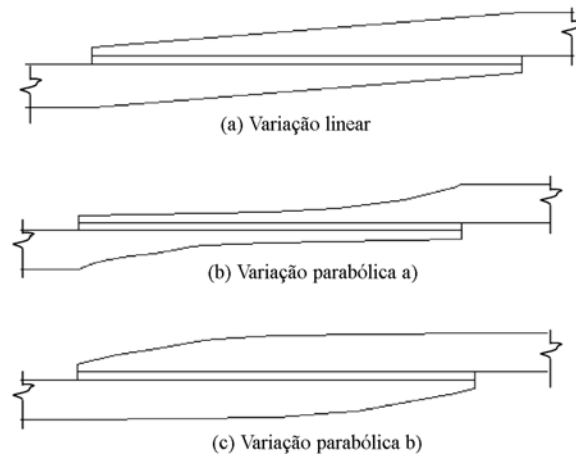


Figura 51 – Variação da rigidez por alteração da espessura das placas (Boss et al. 2003).

A Figura 52 representa os três tipos de variação do ângulo de entrelaçamento das fibras no tecido ao longo do comprimento de sobreposição (a), bem como as variações no módulo de elasticidade das placas para cada uma das variações de ângulo das fibras (b).

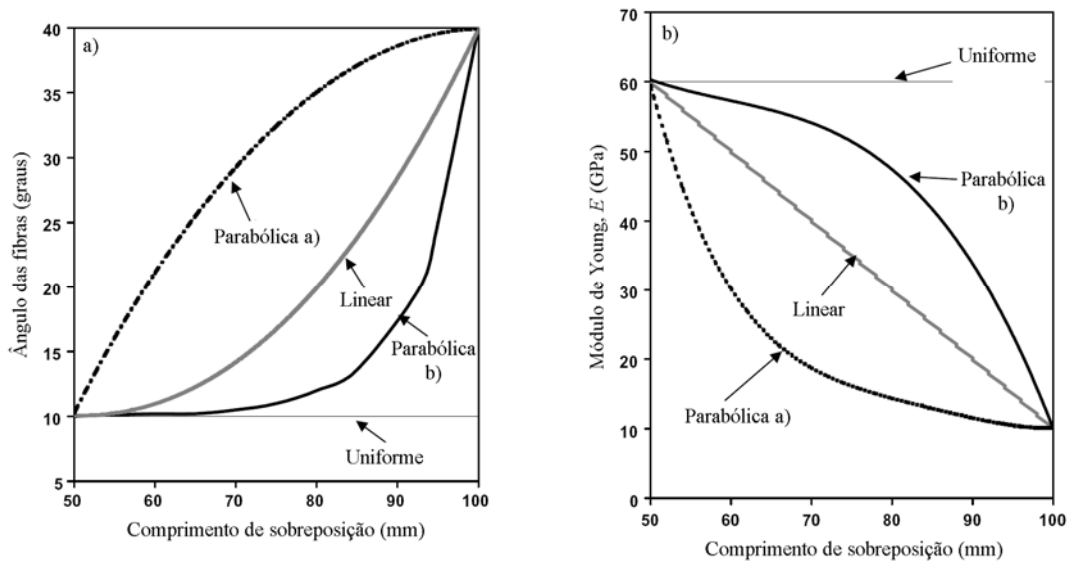


Figura 52 – Variações no ângulo das fibras (a) e variação respectiva no módulo E (b) (Boss et al. 2003).

A Figura 53 compara as distribuições de tensões τ_{xy} e σ_y no adesivo para variações lineares de ângulo das fibras e da geometria das placas com a situação de módulo uniforme.

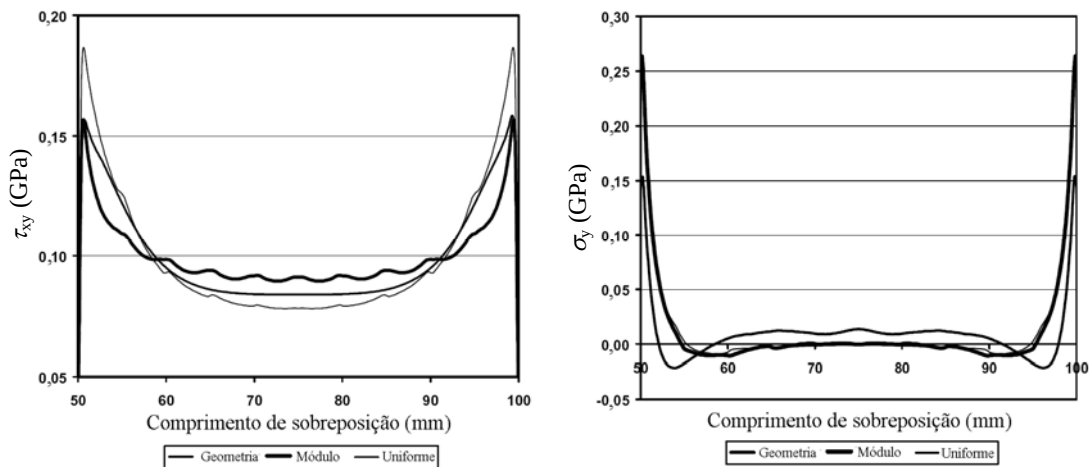


Figura 53 – Tensões de corte e normais segundo y para a distribuição de tensões linear (Boss et al. 2003).

Analisando a Figura 53, observa-se que existem picos de ambas as componentes de tensões apresentadas nas extremidades do comprimento de sobreposição. Para uma variação linear, considerando em primeiro lugar as distribuições de tensões de corte, observa-se que os picos de tensões diminuem utilizando as duas soluções em estudo, sendo os valores de picos de tensão idênticos para gradação geométrica e de módulo E . Considerando as tensões normais segundo y no adesivo, observa-se que a solução de gradação geométrica das placas conduz a picos de tensão de magnitude inferiores, quando comparada com a solução original e a alteração por gradação do módulo E . Os autores referem ainda de forma meramente indicativa, a vantagem da utilização dos dois tipos de alteração efectuados em simultâneo em juntas de sobreposição simples.

Em (Bogdanovich et al. 1999) é apresentado um estudo tridimensional de uma junta de reparação em sobreposição dupla em que tanto as placas como os remendos são compósitos laminados. As placas base e os remendos são constituídos por dezasseis camadas alinhadas com a direcção de solicitação. A junta é sujeita a um esforço de tracção como modo de solicitação. Segundo os referidos autores, e devido às singularidades conhecidas em termos de tensões, torna-se bastante complicado prever com rigor os campos de tensões na junta. Isto porque as malhas extremamente refinadas tornam o programa bastante moroso. Chegou-se também à conclusão que uma análise tridimensional apenas permite obter com rigor as tensões e deformações a alguma distância das extremidades da sobreposição da junta. Como tal, é apresentado um método denominado de sub-modelação, disponível no software ABAQUS, aplicado à determinação do campo de tensões nas zonas de singularidade de uma junta de sobreposição dupla.

O processo de sub-modelação consiste em efectuar uma primeira análise global à estrutura com uma malha não muito refinada, seguindo-se depois análises detalhadas a zonas consideradas como críticas. Estas análises detalhadas são feitas de forma independente entre si e por vários passos de tal forma que os deslocamentos nodais obtidos em cada passo são usados como condições fronteira externas no passo seguinte. Além disso, em cada passo a zona em análise é mais pequena e refinada do que no passo anterior. Com este procedimento obtém-se em cada passo um campo de tensões e deformações mais próximo da solução exacta do

que no passo imediatamente anterior. Assim, se a zona em estudo apresentar um campo de tensões finito, o modelo converge para a solução correcta após um número determinado de passos. Por outro lado, se existir na zona em análise uma singularidade em termos de tensões, o modelo apenas indica que as tensões não convergem, evidenciando a existência dessa singularidade. A comparação entre os vários campos de tensões na junta evidenciou algumas diferenças entre as tensões obtidas pelo modelo tridimensional com igual refinamento da malha e pelo método descrito. A Figura 54 representa as tensões normais segundo y no adesivo (a) e na placa base (b) obtidas pelo modelo global (análise tridimensional simples) e pelo modelo de sub-modelação na extremidade do comprimento de sobreposição entre a placa base e o remendo.

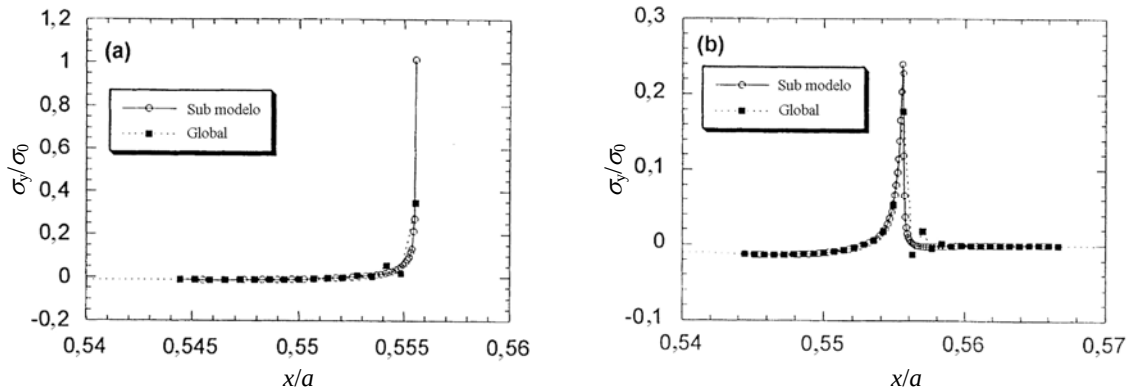


Figura 54 – Tensões normais segundo y no adesivo (a) e placa base (b) (Bogdanovich et al. 1999).

Facilmente se constata as diferenças verificadas nestes dois modelos. Considerando o pico de tensões normais segundo y no adesivo na extremidade do comprimento de sobreposição é notória a diferença entre os dois modelos, uma vez que o modelo de sub-modelação apresenta um valor muito superior do que o estimado pelo método tridimensional tradicional.

Uma comparação entre juntas coladas, rebetadas e coladas/rebetadas é efectuada pelos autores (Chan et al. 2001) para juntas de sobreposição simples, por via numérica e experimental. Os autores chegaram à conclusão de que a resistência destas juntas é muito dependente de factores como a sequência de empilhamento, a preparação superficial das superfícies e a natureza anisotrópica das placas. Os modelos numéricos foram criados no software ANSYS usando elementos finitos sólidos tridimensionais. No que diz respeito às juntas coladas, são calculadas as tensões normais na direcção da solicitação nas placas base, observando-se que estas são aproximadamente constantes nas zonas afastadas da ligação. É também verificado que, devido à excentricidade da carga transmitida, é criado um momento-flector na extremidade da sobreposição entre placas. O momento-flector em conjunto com a carga axial dá lugar a tensões normais relevantes na zona de ligação entre placas. São traçadas as distribuições de tensões de corte e normais segundo y na interface adesivo/placa a meio da espessura da placa, sendo evidenciado em ambos os casos um gradiente de tensões elevado, no sentido em que ambas são aproximadamente constantes e nulas nas zonas intermédias da ligação, apresentando dois picos nas extremidades da mesma ligação. Análises semelhantes são efectuadas para as juntas rebetadas e coladas/rebetadas, sendo também neste último caso efectuada uma comparação com resultados experimentais.

(Gonçalves *et al.* 2002) apresentam uma análise numérica de tensões em juntas adesivas de sobreposição simples. O modelo utilizado considera não linearidades materiais e geométrica usando elementos sólidos hexaédricos e elementos de interface especialmente desenvolvidos. Os elementos de interface permitem a determinação das tensões nas interfaces placa/adesivo e a meio da espessura do adesivo. A Figura 55 representa a geometria e condições fronteira utilizadas para modelar a junta de sobreposição simples (a) e a malha utilizada (b). São utilizadas condições de simetria devido à simetria longitudinal.

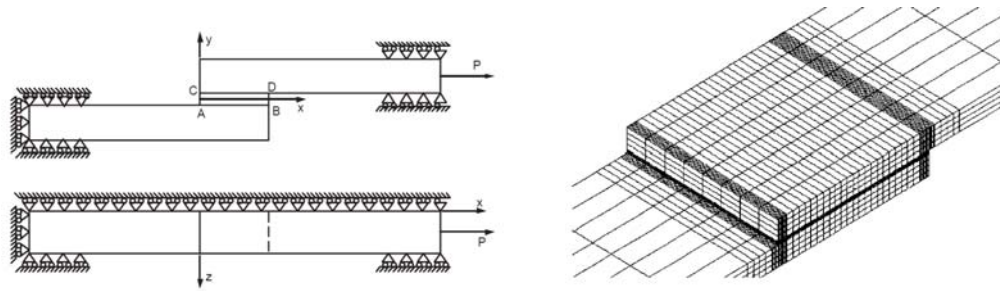


Figura 55 – Geometria e condições fronteira (a) e malha utilizada (b) (Gonçalves *et al.* 2002).

As placas são modeladas com quatro elementos segundo a espessura, sendo o adesivo modelado por três elementos segundo a espessura. É aplicada uma solicitação de tracção de 1,8 kN. A Figura 56 representa as componentes de tensões a meio da espessura do adesivo. Cada gráfico apresenta a distribuição de uma componente de tensão normalizada pela tensão de corte média no adesivo, em diversos planos longitudinais da junta (planos $z=\text{constante}$).

A componente normal σ_{xx} apresenta os seus valores máximos nas extremidades do comprimento de sobreposição, no plano mais próximo do plano de simetria ($z=0,176$ mm). Esta distribuição de tensões é aproximadamente constante ao longo da largura da junta, diminuindo significativamente nas proximidades da extremidade livre ($z=12,324$ mm). Este efeito também é verificado para as componentes σ_{yy} e σ_{zz} . A componente normal σ_{yy} apresenta valores superiores relativamente às restantes nas extremidades do comprimento de sobreposição e no plano mais próximo do plano de simetria considerado. As componentes σ_{xx} e σ_{zz} apresentam magnitude similar. Na Figura 56 (d) observa-se a distribuição das tensões de corte τ_{xy} . Estas tensões não se alteram significativamente com o plano longitudinal considerado, o que significa que estas tensões são menos sensíveis aos efeitos tridimensionais na junta. Os autores concluíram que a distribuição de tensões numa junta de sobreposição simples é tridimensional e que os modelos bidimensionais devem ser usados com alguma precaução.

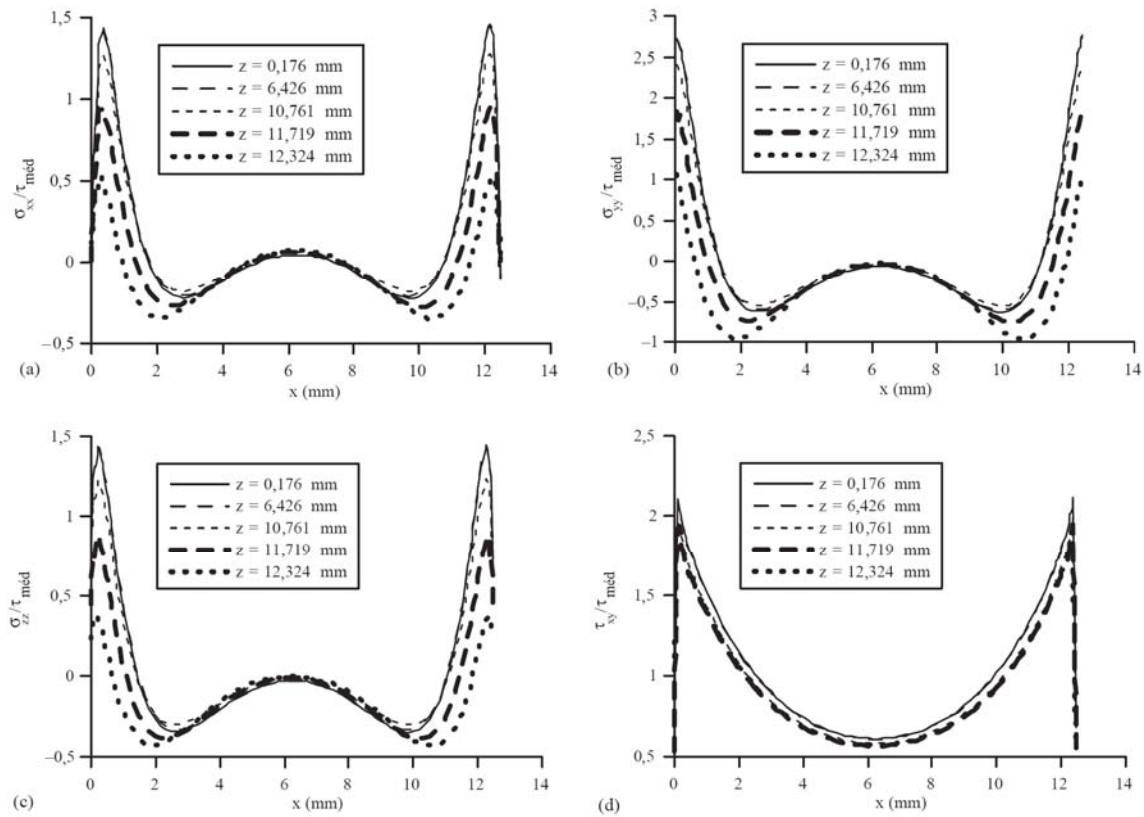


Figura 56 – Tensões no adesivo (Gonçalves et al. 2002).

A Figura 57 representa as componentes de tensão na interface superior entre placa e adesivo. São representadas as componentes de tensão σ_{yy} (a) e τ_{xy} (b). Como observado a meio da espessura do adesivo, a componente σ_{yy} é praticamente constante em todos os planos longitudinais considerados, diminuindo na extremidade livre. Observa-se que a tensão máxima relativa a esta componente é obtida na extremidade do comprimento de sobreposição (ponto D da Figura 55) e no plano de simetria ($z=0$ mm). A componente τ_{xy} apresenta um comportamento similar. É de notar que estas componentes de tensão medidas nas interfaces entre placas e adesivo têm picos de tensão muito superiores do que os observados a meio da espessura do adesivo. Os autores concluíram assim que estas interfaces são consideradas zonas críticas no que concerne a uma eventual rotura da junta.

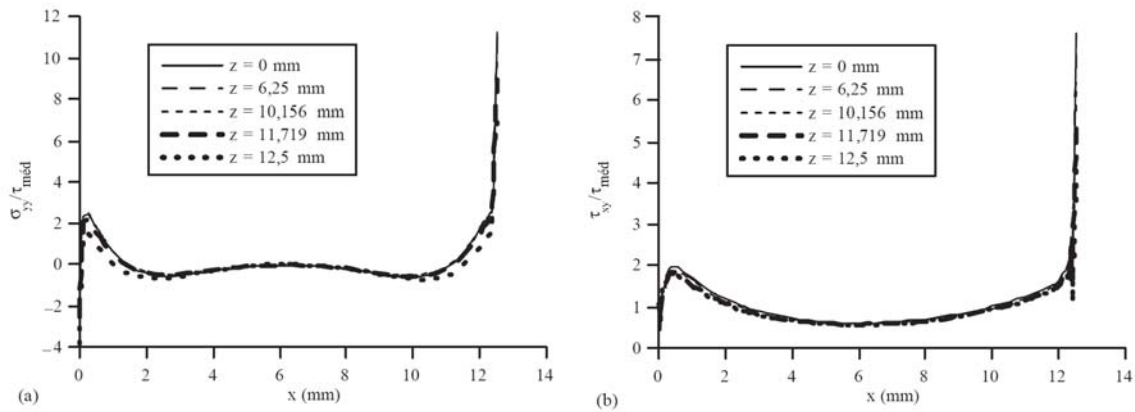


Figura 57 – Tensões na interface placa-adesivo (Gonçalves et al. 2002).

O trabalho apresentado por (Magalhães et al. 2005) baseia-se numa análise por elementos finitos bidimensionais de juntas coladas de materiais compósitos $(0_4, 90_4)_S$ em sobreposição simples. O modelo utilizado utiliza elementos de interface de seis nós compatíveis com os elementos sólidos de oito nós do ABAQUS®. Os elementos de interface foram colocados entre as placas e o adesivo, a meio da espessura do adesivo e nas interfaces entre camadas diferentemente orientadas nas placas. O objectivo da utilização dos elementos de interface é o de obter os campos de tensões nas interfaces entre materiais distintos, o que não é possível usando apenas os elementos convencionais. Foram obtidas as distribuições de tensões nas referidas interfaces para juntas de GFRP, CFRP e mistas. A Figura 58 representa um detalhe da junta bem como os planos nos quais foram colocados os elementos de interface.

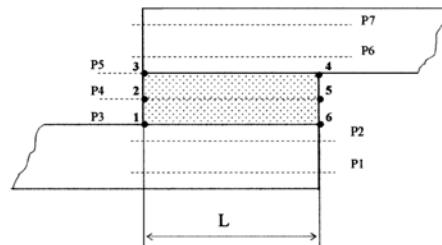


Figura 58 – Detalhe da junta e localização dos elementos de interface (Magalhães et al. 2005).

A Figura 59 representa as distribuições de tensões normais segundo a espessura do adesivo, normalizadas pela tensão de corte média no adesivo, ao passo que a Figura 60 permite observar as distribuições de tensões de corte, também normalizadas. Ambas as tensões são traçadas para juntas com placas de CFRP. Nas duas extremidades do comprimento de sobreposição observam-se concentrações de tensões normais e de corte nos planos P3 e P5, que correspondem às interfaces entre placas e adesivo. Estes picos de tensões são inclusivamente superiores aos observados a meio da espessura do adesivo, o que demonstra que existe um efeito de concentrações de tensões ao longo da espessura do adesivo. Estes efeitos são localizados, uma vez que longe dessas zonas críticas, as curvas de tensões sobrepõem-se.

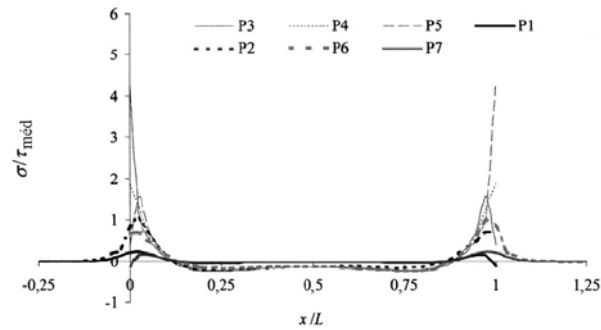


Figura 59 – Distribuição de tensões normais (Magalhães et al. 2005).

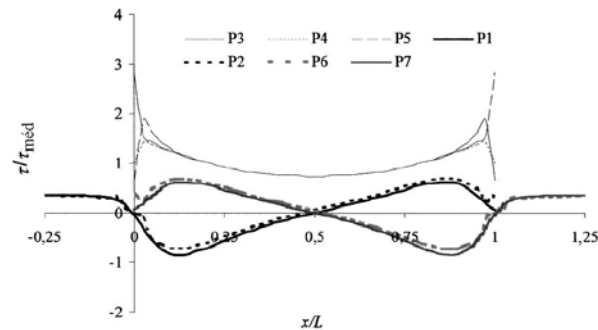


Figura 60 – Distribuição de tensões de corte (Magalhães et al. 2005).

As distribuições de tensões referidas mostram que existe uma probabilidade da iniciação do dano ocorrer nas proximidades dessas interfaces, o que pode explicar algumas roturas adesivas que por vezes são atribuídas à má preparação das superfícies. Também permite explicar porque, nalguns casos, foi observado que o dano se propaga dentro do adesivo, embora próximo da interface entre placas e adesivo. De facto, a rotura que parecia ser adesiva é de facto coesiva, pois uma pequena película de adesivo permanece na superfície das placas. Os autores estudaram também as mesmas distribuições de tensões em juntas com placas em GFRP e mistas, sendo estas similares, embora apresentassem algumas diferenças em termos da magnitude dos picos de tensão.

Um aspecto de extrema importância ao modelar numericamente juntas de sobreposição simples, nomeadamente ao estimar a sua carga de rotura, é a atenção aos efeitos não lineares geométricos. Em (Osnes et al. 2003) é investigado para que tipos de solicitação ou deslocamentos prescritos os efeitos não lineares geométricos são mais significativos, ao comparar as análises efectuadas com análises idênticas mas lineares. São estudadas juntas de sobreposição simples em CFRP, aço e mistas (no sentido em que cada placa ligada é de um dos materiais apresentados). Os resultados são ainda comparados com os obtidos por algumas teorias analíticas clássicas. A Figura 61 representa a geometria considerada e condições fronteira aplicadas.

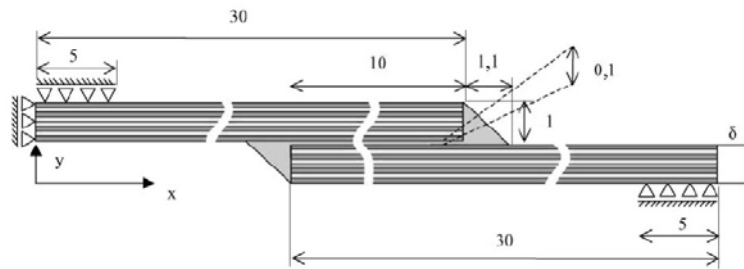


Figura 61 – Geometria e condições fronteira utilizadas em (Osnes et al. 2003).

Nos modelos apresentados é aplicado um deslocamento prescrito de tracção, como evidenciado na figura. As duas placas são compostas por oito camadas unidireccionais com espessura de 0,125 mm cada uma, sendo consideradas as sequências de empilhamento $[0/90]_{2S}$ e $[90/0]_{2S}$. É utilizado o software ANSYS e a malha criada com elementos de quatro nós bilineares. São utilizados três elementos segundo a espessura de cada camada e quatro elementos segundo a espessura do adesivo. A primeira conclusão a que os autores chegaram encontra-se relacionada com a força de tracção obtida para cada valor de deslocamento, uma vez que se verificou que, para o mesmo deslocamento aplicado, a força correspondente é cerca de 15% superior quando se considera uma análise não linear geométrica, resultando numa resistência da junta superior quando considerada esta análise. A Figura 62 representa o deslocamento vertical na extremidade do filete (a) e a tensão equivalente de Von Mises na mesma localização (b) considerando análise linear e não linear geométrica.

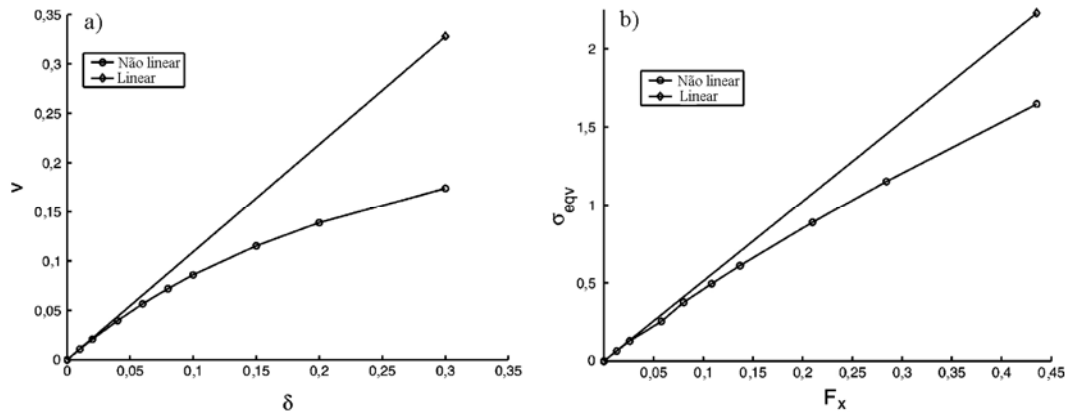


Figura 62 – Deslocamento vertical na extremidade do filete (a) e tensão eq. Von Mises (b) (Osnes et al. 2003).

Para o material e geometria consideradas observa-se uma iniciação da fenda conducente à rotura para $\delta=0,3$ mm. Comparando as análises linear e não linear existe uma diferença notória no deslocamento vertical na extremidade do adesivo e tensão equivalente de Von Mises para deslocamentos superiores a 25% deste valor, no sentido em que ambos são inferiores para o modelo que inclui a não linearidade geométrica. Este facto reforça a ideia de que a inclusão deste parâmetro, além de ser mais realista, conduz a uma resistência da junta superior. Os autores do artigo em discussão, no sentido de confirmar que esta diferença é devida ao facto da geometria não ser simétrica, analisaram uma junta semelhante à anterior, mas em sobreposição dupla. Traçando gráficos

idênticos aos da Figura 62 para o modelo em sobreposição dupla, observou-se uma concordância perfeita entre os modelos com e sem não linearidade geométrica, confirmando a hipótese apresentada acima.

O trabalho apresentado por (Li *et al.* 1999) foca uma análise bidimensional por elementos finitos de juntas de sobreposição simples em compósito reforçado com fibras de carbono e solicitadas à tracção, considerando não linearidade geométrica. São usadas espessuras de adesivo de 0,13 e 0,26 mm, modelando a espessura de 0,13 mm por dois e seis elementos e a espessura de 0,26 mm por 10 elementos. Os resultados são posteriormente comparados com os obtidos experimentalmente por (Tsai *et al.* 1994). São estudadas as distribuições de tensões normais segundo y e de corte no adesivo e placas, bem como a dependência destas distribuições com alguns parâmetros geométricos e materiais, como por exemplo a espessura e módulo de elasticidade do adesivo. A geometria é a evidenciada na Figura 63, ao passo que a sequência de empilhamento de cada uma das placas é $[0/45/-45/0]_{2S}$. As simulações são efectuadas utilizando o software ANSYS e elementos quadriláteros isoparamétricos de quatro nós e de estado plano de deformação, considerando um elemento por camada segundo a espessura. As camadas unidireccionais foram consideradas como sendo material ortotrópico e o adesivo isotrópico.

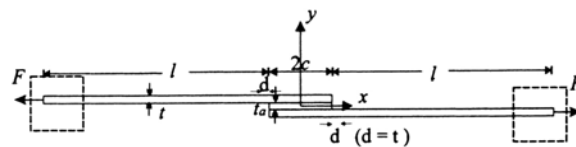


Figura 63 – Geometria utilizada em (Li *et al.* 1999).

A Figura 64 representa uma comparação entre as deformações no adesivo obtidas numericamente, com espessura de 0,13 mm e considerando dois elementos segundo a espessura do adesivo, e as deformações obtidas em (Tsai *et al.* 1994) pelo método da interferometria de Moiré.

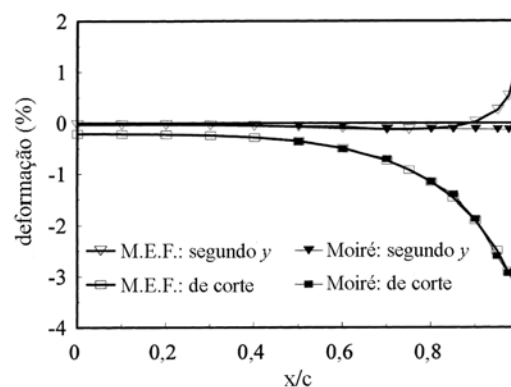


Figura 64 – Comparação das deformações medidas experimentalmente e numéricas (Li *et al.* 1999).

É observada uma elevada correlação entre os dois tipos de resultados, particularmente na extremidade do comprimento de sobreposição. Segundo os autores, as ligeiras diferenças observadas podem ser devidas ao refinamento da malha utilizada, bem como às condições fronteira utilizadas. A Figura 65 representa as

distribuições de tensões normais segundo y e de corte no adesivo para dois valores distintos de módulo de elasticidade longitudinal (E) na interface superior placa/adesivo (a) e a meio do adesivo (b).

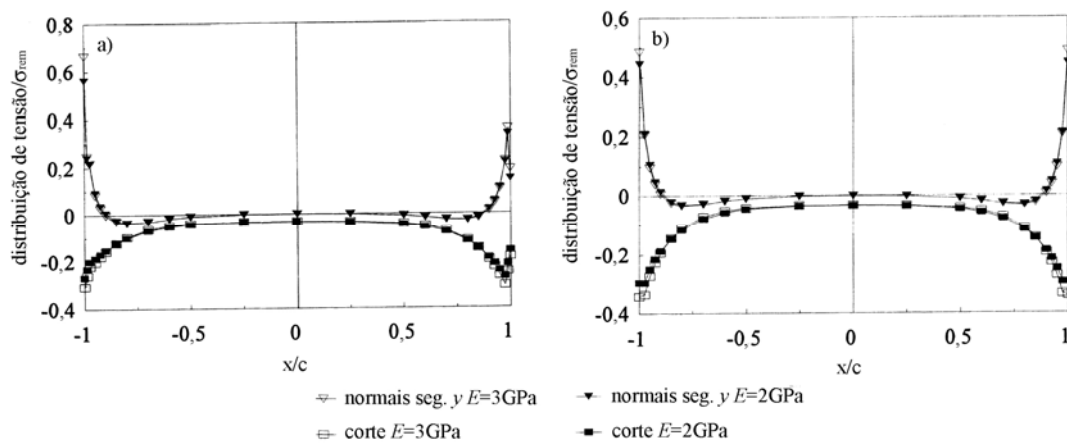


Figura 65 – Distribuições de tensões normais segundo y e de corte no adesivo (Li et al. 1999).

As distribuições de tensões apresentadas encontram-se normalizadas relativamente à tensão remota nas placas (razão entre força aplicada e área da secção - σ_{rem}). No caso (b), ou seja, a meio do adesivo, observa-se uma simetria das distribuições de tensões relativamente ao centro da junta, ocorrendo o valor máximo destas (normais segundo y e de corte) nas duas extremidades da ligação. Na interface adesivo/placa observa-se uma diminuição dos picos de tensões localizados em $x/c=1$. Comparando os modelos com módulos de elasticidade de 2 e 3 GPa, observa-se um ligeiro aumento dos picos de tensão para o caso do adesivo de 3 GPa, conducente a um decréscimo de resistência. Assim, o aumento da rigidez do adesivo diminui a resistência da junta, tal como o aumento da espessura do adesivo, este último facto comprovado pelos autores deste trabalho, ao comparar os resultados apresentados com os obtidos para uma espessura de 0,26 mm.

(Zou et al. 2004) apresenta um estudo analítico, complementado por análise pelo Método dos Elementos Finitos (M.E.F.), de ligações adesivas em materiais compósitos reforçados a fibras e materiais metálicos. São estudados os casos de painéis reforçados por remendo e sujeitos a esforços de tracção e momento-flector e juntas de sobreposição simples sujeitas a esforço de tracção. É efectuada um estudo analítico e pelo M.E.F. em juntas em compósito reforçado a fibras de carbono e ligas metálicas. O presente caso foca apenas as juntas de sobreposição simples em CFRP. A solução apresentada pelos autores é uma solução explícita que pode ser aplicada à maior parte das geometrias existentes em juntas ligadas e condições fronteira. A solução analítica apresentada é baseada na Teoria Clássica das Placas Laminadas conjuntamente com um modelo constitutivo para juntas em compósito balanceadas sujeitas a cargas no plano e fora do plano.

A espessura das placas é de 5 mm e a espessura do adesivo é de 0,25 mm. O modelo de M.E.F. construído consiste na utilização de elementos bidimensionais de oito nós de estado plano de deformação. A Figura 66 representa a distribuição de tensões normais segundo y no adesivo (a) e a distribuição de tensões de corte no adesivo (b).

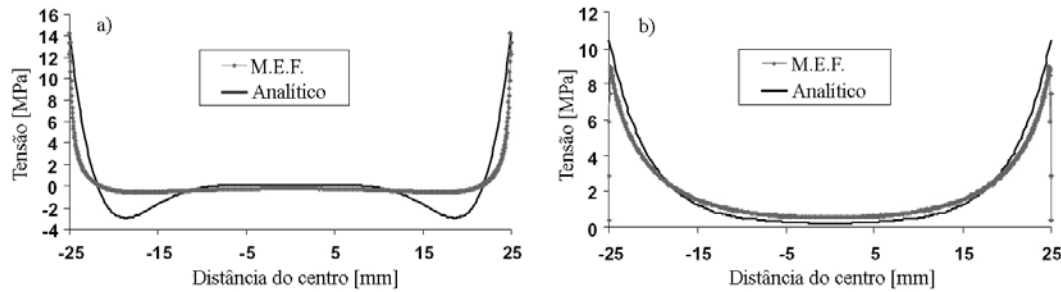


Figura 66 – Distribuições de tensões obtidas analiticamente e pelo M.E.F. (Zou et al. 2004).

É encontrado um elevado grau de concordância entre os resultados obtidos analiticamente e pelo M.E.F.. No caso das tensões normais segundo y é observado que os picos de tensões existentes nas extremidades do adesivo apresentam magnitude similar, embora nas zonas próximas destes picos a solução analítica preveja dois picos de tensões compressivas que não são captadas pelo modelo numérico. A distribuição de tensões de corte ao longo do adesivo evidencia resultados bastante próximos, apresentando também dois picos de tracção nas extremidades do adesivo.

Em (Mortensen *et al.* 2002) é desenvolvido um modelo teórico para a análise e desenho de juntas coladas em material compósito. No referido modelo, as placas de compósito a ligar são modeladas como placas de elevada espessura em flexão cilíndrica, e são consideradas como lâminas ortotrópicas pela Teoria Clássica dos Laminados. Como tal, é possível incluir no modelo laminados assimétricos e não balanceados. São efectuadas duas aproximações distintas ao problema, onde na primeira a camada de adesivo é modelada como material com comportamento puramente elástico e na segunda o adesivo já inclui comportamento não elástico. As equações constitutivas que regem o problema são formuladas em termos de equações diferenciais de primeira ordem, sendo estas últimas resolvidas numericamente por integração directa. Os resultados obtidos são comparados com resultados obtidos pelo M.E.F. para validação.

No presente resumo é dada mais atenção aos resultados obtidos analiticamente, bem como a sua comparação com os resultados obtidos pelo M.E.F. Sendo assim, na Figura 67 é efectuada uma comparação entre as distribuições de tensões de corte segundo as direcções x e y (direcções da solicitação e transversa, respectivamente) e tensões normais segundo y , para os casos em que é considerado comportamento linear (a) e não linear (b) do adesivo. Da Figura 67 pode-se concluir que o comportamento não linear material evidenciado por muitos adesivos exerce uma forte influência nas distribuições de tensões na camada de adesivo entre as placas a ligar. De facto, as elevadas concentrações de tensões anunciadas pelo modelo em que o adesivo tem um comportamento linear, tendem a suavizar quando considerado o comportamento não linear. Como na maior parte dos casos os efeitos não lineares do adesivo são inevitáveis, não sendo possível evitar a plastificação nas extremidades da camada de adesivo, a utilização de modelos lineares levam uma subestimação da resistência da junta (excepto se forem utilizados adesivos de elevada fragilidade).

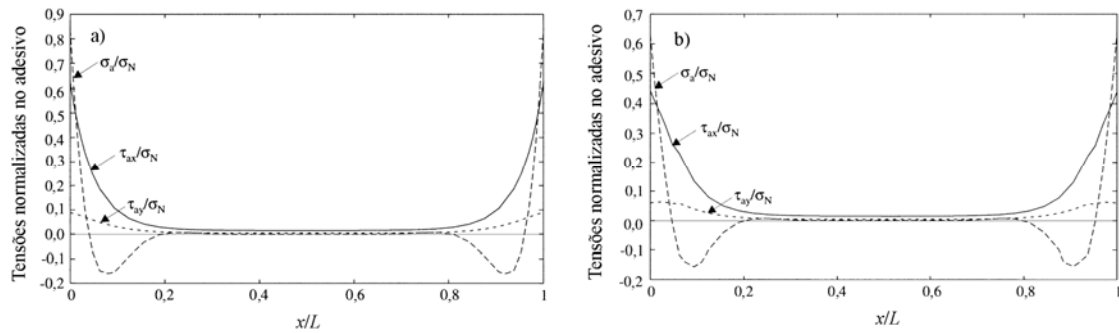


Figura 67 – Distribuições de tensões para adesivo linear e não linear (Mortensen et al. 2002).

A Figura 68 representa uma comparação entre três modelos: um modelo analítico de ordem elevada (*HOTA – High Order Theory Approach*) desenvolvido por (Frostig et al. 1997) para o estudo de efeitos localizados em vigas sandwich, um modelo em que o adesivo é modelado por sistemas de molas de tensão, compressão e corte (*SMA – Spring Model Approach*) e um modelo de elementos finitos (M.E.F.). O modelo por Elementos Finitos utiliza elementos bidimensionais isoparamétricos de seis e oito nós. A camada de adesivo inclui oito elementos segundo a direcção da espessura. Nas extremidades da camada de adesivo são usados filetes para simular juntas reais. A Figura 68 apresenta uma comparação entre as tensões normais segundo y (a) e de corte (b) no adesivo, ambas normalizadas pela tensão remota aplicada.

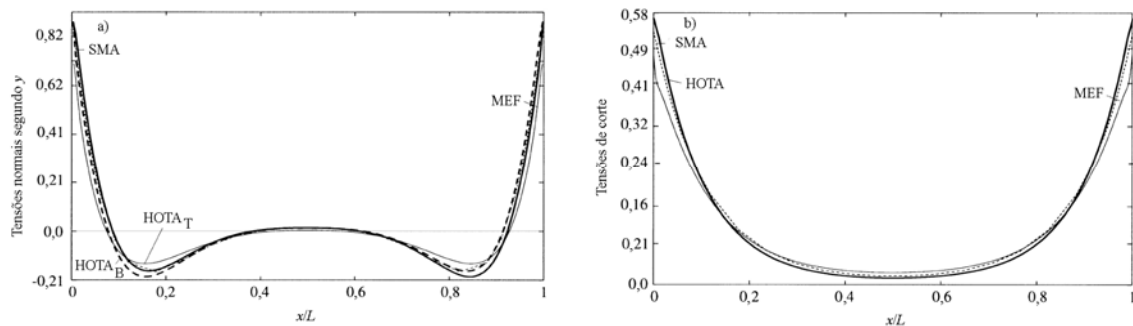


Figura 68 – Distribuições de tensões normais segundo y e de corte no adesivo (Mortensen et al. 2004).

No caso das tensões normais segundo y (a) é feita uma diferenciação entre as interfaces superior (*HOTA_T*) e inferior (*HOTA_B*) da camada de adesivo. Em ambos os casos verifica-se uma concordância bastante boa entre os resultados obtidos pelos três métodos. Observa-se que os resultados obtidos pelo M.E.F. evidenciam picos de tensões de magnitude inferior aos restantes, sendo que os dois métodos analíticos apresentam uma concordância quase exacta.

Um desenho de junta de sobreposição simples inovador é apresentado em (Ávila et al. 2004), que considera uma junta de sobreposição simples em que na zona de ligação as duas placas apresentam uma geometria ondulada. O estudo apresentado inclui componente numérica e experimental, chegando-se à conclusão de que é possível aumentar a resistência da junta em cerca de 40% com este tipo de soluções. A Figura 69 representa as geometrias usadas neste estudo.

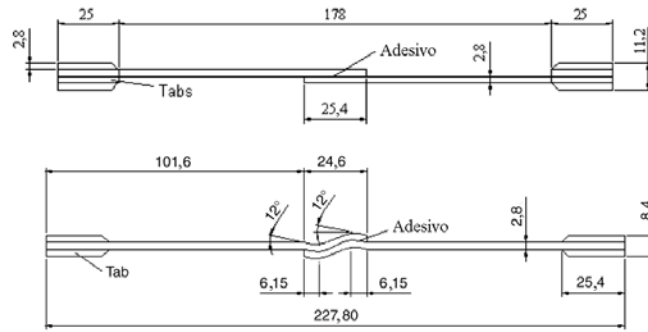


Figura 69 – Geometrias consideradas em (Ávila et al. 2004).

A junta ondulada, segundo os autores, não só evita a excentricidade da carga transmitida, comum nas juntas de sobreposição simples, como também permite o aparecimento de tensões compressivas nas extremidades da camada de adesivo. Como tal, ao alterar o campo de tensões de tracção para compressão, a eficiência do adesivo é melhorada, e consequentemente o rendimento da junta será superior. No presente estudo, as placas a ligar apresentam dezasseis camadas de tecido de Vidro E/epóxico. A fracção de volume de fibras é aproximadamente 60%. O tecido utilizado (WR-200) apresenta densidade de 200g/m² e igual número de fibras nas duas direcções. A Figura 70 representa as distribuições de tensões de corte e normais segundo y na linha média do adesivo para as juntas de sobreposição simples convencionais (a) e onduladas (b).

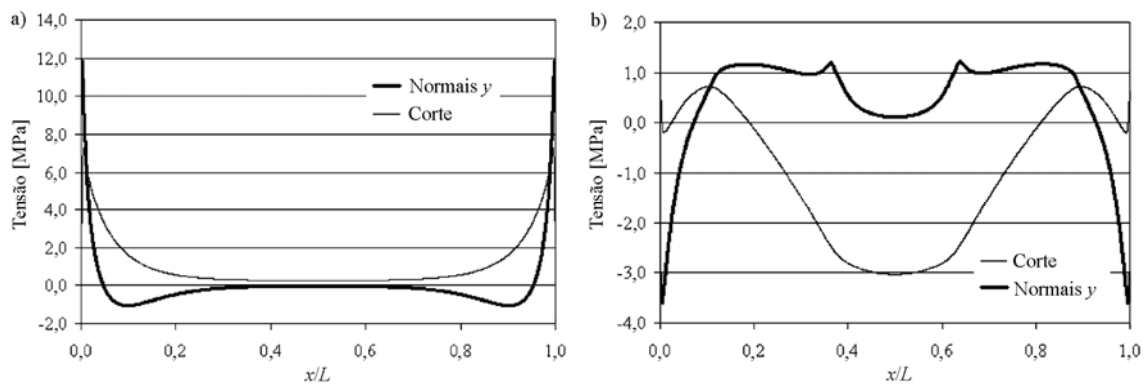


Figura 70 – Distribuições de tensões em juntas de sobreposição simples (a) e onduladas (b) (Ávila et al. 2004).

Considerando as juntas de sobreposição simples convencionais (a) são observadas as distribuições de tensões já extensivamente documentadas com picos de ambas as tensões nas extremidades da camada de adesivo. Os picos de tensões normais segundo y são responsáveis por roturas adesivas, ao passo que os picos de tensões de corte podem causar rotura nas placas. Eventuais roturas coesivas do adesivo podem acontecer devido à elevada diferença de rigidez entre as placas e o adesivo. Para as juntas onduladas (b) as tensões normais segundo y são tensões compressivas nas extremidades do adesivo, embora sejam de tracção na zona intermédia do mesmo. Como as referidas tensões são um dos factores de maior importância na rotura da junta, e como a resistência do adesivo à compressão é razoável, a utilização de juntas onduladas leva a um aumento na resistência da junta. Outro facto de interesse encontra-se relacionado com a distribuição de tensões de corte, pois

a maior parte da transferência de carga por corte faz-se pela zona central do adesivo. Estes dois factores combinados podem levar à rotura da junta por delaminação entre camadas adjacentes nas placas.

4.1.2 Reparação por utilização de remendos embebidos no material a reparar

(Charalambides *et al.* 1998 b) simulou numericamente a ligação adesiva de compósitos reforçados com fibras de carbono, no sentido de obter a sua resistência residual. Foram usados dois modelos para o adesivo: linear e linear-elástico. Para as placas de compósito adoptaram-se duas metodologias: no primeiro método as placas foram consideradas como sendo um corpo ortotrópico homogéneo, ao passo que no segundo método o compósito foi modelado por um conjunto de camadas individuais com propriedades distintas. A geometria da reparação considerada encontra-se representada na figura seguinte.

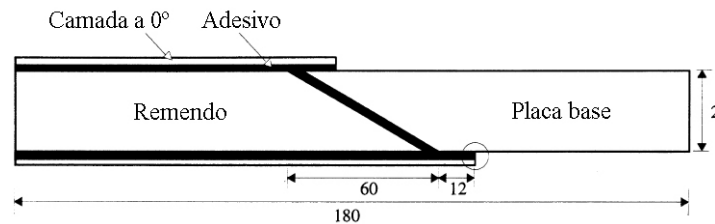


Figura 71 – Geometria considerada em (Charalambides *et al.* 1998 b).

Foi usada uma sequência de empilhamento quase isotrópica, $(+45/0/90)_{2S}$, sendo também utilizadas duas camadas suplementares a 0^0 , em ambos os lados da reparação. Foi considerada uma espessura de adesivo de 0,17 mm e largura do provete de 25 mm. Foram também usados elementos bidimensionais de estado plano de deformação com oito nós (rectangulares) e de seis nós (triangulares). Foram considerados três tipos possíveis de rotura: rotura ao longo da camada de adesivo situada entre a placa a reparar e o remendo e os dois tipos representados na Figura 72. De entre os três modelos simulados, a força aplicada conducente à rotura apresentou o seu valor mais baixo para a rotura do tipo A (Figura 72).

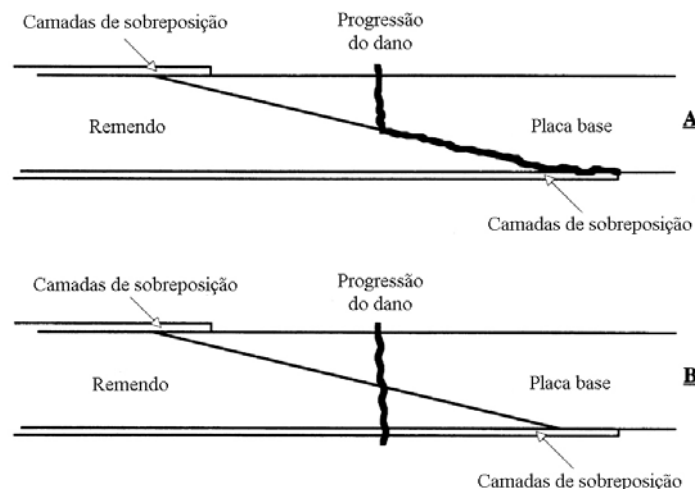


Figura 72 – Tipos de rotura considerados, além da rotura pelo adesivo (Charalambides *et al.* 1998 b).

Em (Oztelcan *et al.* 1997) é apresentado um estudo numérico de reparação de pás de helicóptero em material compósito reforçado a fibras de vidro, sendo estudada a reparação por sobreposição simples e por aplicação de remendo embebido no material a reparar (Figura 73). Os componentes em questão são constituídos por um núcleo em estrutura de ninho de abelha e por uma camada superficial em compósito.

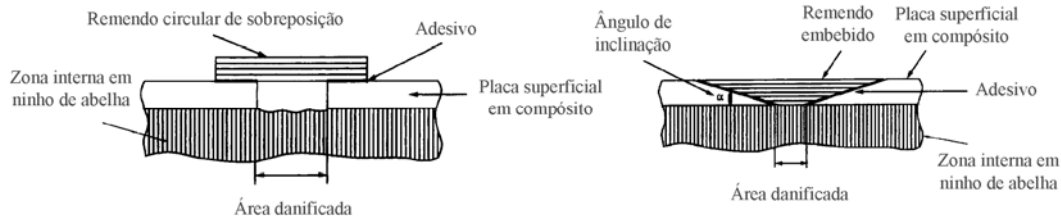


Figura 73 – Geometrias consideradas em (Oztelcan *et al.* 1997).

O modelo numérico é constituído por elementos de casca de oito nós com integração reduzida presentes na biblioteca do ABAQUS®. Estes modelos apresentam a particularidade de possuírem cinco graus de liberdade (três deslocamentos e duas rotações) e a possibilidade de alterar para seis graus de liberdade (com uma rotação adicional) se o modelo o exigir. A camada superficial é modelada por este tipo de elementos, ao passo que a zona interior em ninho de abelha é modelada de forma distinta. De facto, como a espessura da zona interior em ninho de abelha não é constante, não é possível utilizar os elementos de casca de forma convencional. Para ultrapassar este problema os elementos de casca são posicionados verticalmente entre as arestas dos elementos das camadas superior e inferior, formando assim uma estrutura tridimensional. Como condições fronteira, é encastrada uma das extremidades e aplicadas as forças de solicitação na outra extremidade.

A partir do modelo global é identificada a zona mais solicitada e construído um modelo local da camada exterior em forma rectangular dessa zona. A este modelo local são aplicados deslocamentos compressivos como solicitação, deslocamentos estes retirados do modelo global. Deste modelo local é apenas analisado ¼, devido à sua simetria. O modelo utiliza ainda uma subrotina para os elementos representativos do adesivo, que contém um modelo de dano progressivo baseado no critério da tensão máxima, com o objectivo de investigar a evolução das tensões de corte no adesivo. O modelo de sobreposição permitiu constatar a existência de um campo de tensões de corte parabólico ao longo do adesivo, com dois picos destas tensões nas extremidades. Observou-se também a simetria das tensões de corte relativamente ao elemento central do adesivo. À medida que é aumentado o deslocamento compressivo aplicado como condição fronteira, os picos de tensão observados nos elementos posicionados nas extremidades do adesivo progridem para o centro da junta.

O modelo com remendo embebido no material base utiliza um ângulo de inclinação das superfícies de 3°, e sequência de empilhamento do remendo idêntica à do material base. São usados elementos triangulares para modelar as extremidades do adesivo, remendo e material base. A distribuição de tensões de corte ao longo do adesivo mostrou resultados bastante diferentes dos observados com o modelo de sobreposição. Assim, à medida que o deslocamento de compressão aumenta, toda a zona do adesivo vai sendo gradualmente solicitada

de forma aproximadamente igual, resultando assim numa distribuição de tensões de corte mais favorável e consequente maior resistência da junta.

Em (Odi *et al.* 2002) é apresentado um estudo comparativo de alguns modelos de elementos finitos usados para simular a reparação de materiais compósitos. O objectivo é explorar as vantagens e identificar os problemas associados a cada um dos modelos, através de uma análise estática linear de uma reparação de um material compósito representativa da realidade. Os modelos considerados foram os seguintes: um modelo bidimensional tradicional adaptado a estruturas em material compósito (modelo de Siener), um modelo bidimensional utilizando elementos de casca tridimensionais (modelo de Bair) e um modelo tridimensional. O modelo de Siener assume por defeito a condição de estado plano de deformação para cada lâmina, reduzindo assim o problema em estudo a um problema bidimensional. Este modelo tem sido usado com sucesso para modelar juntas coladas. As propriedades das placas são determinadas a partir da teoria clássica dos laminados a partir das sequências de empilhamento e propriedades das camadas. O modelo de Bair, apesar de inicialmente ter sido considerado um modelo bidimensional, é um modelo tridimensional, uma vez que utiliza elementos de casca. Este modelo baseia-se num método que permite construir o modelo numérico como uma combinação de camadas efectivas e camadas “dummy”, onde as últimas são introduzidas com uma rigidez extremamente baixa. O modelo tridimensional utiliza elementos sólidos tridimensionais para representam tanto o adesivo como o compósito. São usados elementos sólidos isoparamétricos com propriedades equivalentes, que por sua vez foram obtidas pela teoria clássica dos laminados. Com este método, cada camada da placa a ligar é modelada individualmente.

Foi simulada a reparação de um furo com 10 mm de diâmetro considerando um remendo embebido numa placa de carbono/epóxico com a sequência de empilhamento $[0_2/\pm 45/90/\pm 45/0_2]_s$, comprimento de 300 mm, largura de 25 mm e espessura de 2,5 mm. Para aplicação do modelo de Siener foram considerados dois esquemas distintos: reparação com remendo embebido com ângulo de inclinação de 3^0 e modelo em escada com cinco degraus (Figura 74 (a) e (b)). O modelo de Bair foi simulado apenas pelo esquema em escada com cinco degraus (Figura 74 (a)), ao passo que o modelo tridimensional foi simulado por um modelo em escada, mas colocando um degrau por cada camada (Figura 74 (c)), de forma a aproximar o modelo o mais possível da realidade.

Os modelos foram traccionados até uma carga de 10 kN e a comparação de resultados foi efectuada a três níveis distintos: deslocamentos, tensão de tracção no adesivo e tensão de corte no adesivo. Comparando os deslocamentos sofridos pela placa ao longo do seu comprimento de 300 mm e na sua linha de simetria, verifica-se uma concordância quase perfeita entre uma placa não danificada e as três placas cuja reparação é simulada pelos três métodos descritos. A Figura 75 representa a distribuição de tensões de corte no adesivo ao longo do último degrau de sobreposição entre as placas a reparar e o remendo para os três modelos apresentados (a) e as mesmas tensões de corte para o modelo de Siener com ângulo de inclinação de 3^0 (b)).

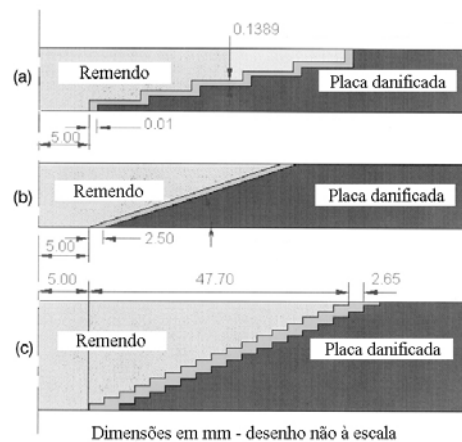


Figura 74 – Esquemas de reparação (Odi et al. 2002).

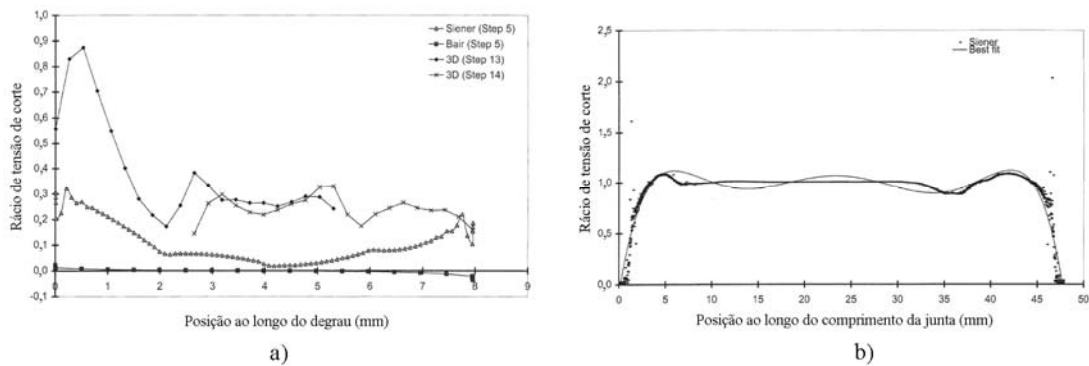


Figura 75 – Evolução das tensões de corte ao longo do adesivo (Odi et al. 2002).

Comparando os modelos em degrau, verifica-se alguma semelhança na forma entre os modelos de Siener e tridimensional, sendo a diferença em grandeza justificada pelos autores pelo diferente refinamento da malha utilizada em ambos os casos. Já no que concerne aos resultados obtidos pelo modelo de Bair, estes são explicados pelo facto da própria construção do modelo obrigar à medição das tensões de corte num plano diferente dos restantes. Para o modelo com ângulo de inclinação de 3^0 (b), observa-se que as tensões de corte ao longo da ligação entre as placas e o remendo são praticamente constantes (resultado aliás em consonância com o obtido em (Oztelcan et al. 1997)), o que indica claramente um elevado rendimento da reparação, pois a rotura de todos os elementos do adesivo tem lugar praticamente ao mesmo tempo.

(Odi et al. 2004) construiu um modelo bidimensional utilizando o Método dos Elementos Finitos para o estudo de reparações em materiais compósitos por aplicação de remendos embebidos no material a reparar. Os modelos construídos apresentam ângulos de inclinação de 1,10, 1,90, 3,0, 6,20 e 9,20, sendo calculada a sua carga de colapso para uma solicitação de tracção e os resultados comparados com resultados experimentais provenientes de outros autores. O estudo apresentado representa uma melhoria relativamente aos modelos existentes uma vez que permite a modelação camada a camada do material a reparar. Este facto possibilita a

aplicação de critérios de rotura específicos para materiais compósitos. A figura seguinte representa a malha utilizada na sua posição deformada após aplicação da carga de tracção.

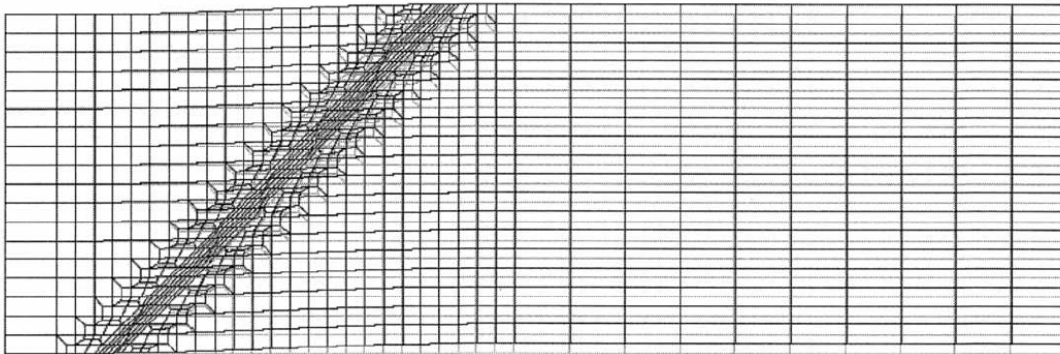


Figura 76 – Malha na posição deformada (Odi et al. 2004).

Foram construídos cinco modelos, apresentando os ângulos de inclinação já referidos, a sequência de empilhamento $[0_2/+45/90/-45/0_2]_s$ e uma espessura de adesivo de 0,25 mm. A Figura 77 representa a tensão de corte, normalizada pela tensão remota aplicada, ao longo do comprimento da junta para um ângulo de inclinação de 3^0 (esquerda) e a mesma tensão para cinco valores de ângulo de inclinação distintos (direita).

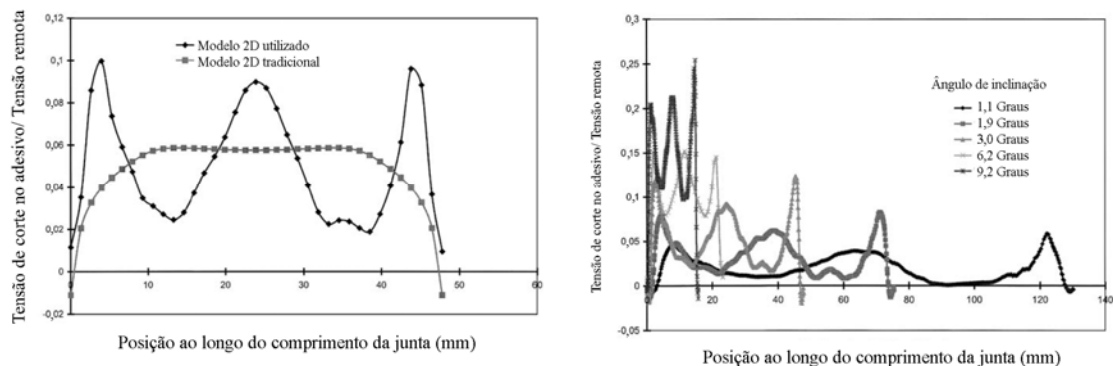


Figura 77 – Distribuições de tensões de corte no adesivo (Odi et al. 2004).

Constata-se que o modelo tradicionalmente utilizado nestes casos conduz a uma distribuição de tensões de corte praticamente uniforme, o que resulta do facto de se utilizarem propriedades equivalentes para a placa base. O modelo desenvolvido mostra claramente o efeito da orientação de cada camada da placa base, onde a tensão de corte é superior para as camadas a 0^0 e inferior para as camadas a 90^0 . Comparando diferentes ângulos de inclinação do remendo, observa-se um aumento do nível de tensões de corte à medida que se aumenta o ângulo de inclinação, diminuindo assim a resistência da junta. Por outro lado, aumentando o ângulo de inclinação, diminui-se a área de reparação.

Os autores estudaram ainda a variação da tensão remota de colapso com a variação do ângulo de inclinação do remendo, tendo chegado à conclusão que esta aumenta com a diminuição do referido ângulo. Para um ângulo de $1,1^0$ observou-se numa diminuição da tensão de colapso, devendo-se esta situação à forma

bastante distorcida dos elementos da malha que dificultou o processo de cálculo das tensões nos elementos. Comparando os resultados obtidos numericamente com resultados experimentais, concluiu-se que o modelo desenvolvido calcula com sucesso a tensão de rotura de compósitos com este tipo de reparações.

4.1.3 Alterações geométricas

O trabalho já referenciado anteriormente (Bogdanovich *et al.* 1999) também inclui uma secção relativa ao estudo de tensões existentes numa junta de sobreposição simples com a utilização de um filete de adesivo nas extremidades do comprimento de sobreposição. A Figura 78 representa várias configurações possíveis para esta solução (esquerda), bem como o esquema adoptado pelos autores (direita).

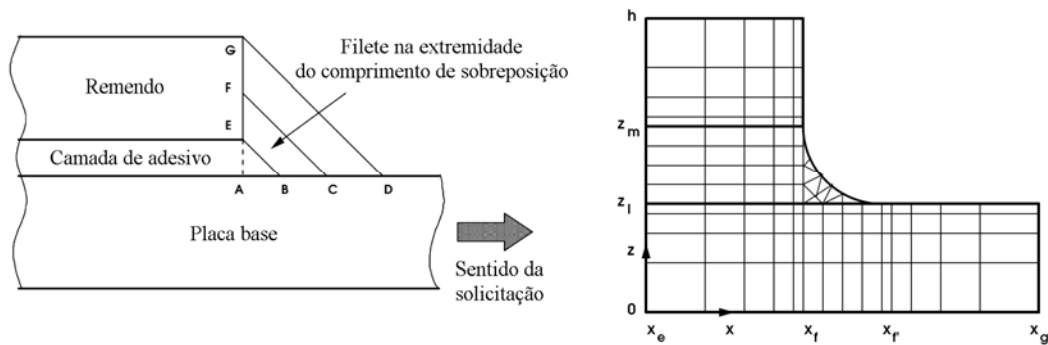


Figura 78 – Configurações possíveis e solução adoptada em (Bogdanovich *et al.* 1999).

Foi efectuado um estudo no sentido de utilizar a técnica de sub-modelação já descrita na determinação das tensões existentes na vizinhança do filete. Para o efeito foi gerada a malha apresentada na Figura 78 (direita) utilizando elementos bidimensionais de estado plano de tensão. Foi adoptado um modelo em que o filete não é modelado por uma linha contínua, mas por um arco, para tornar o modelo mais realista.

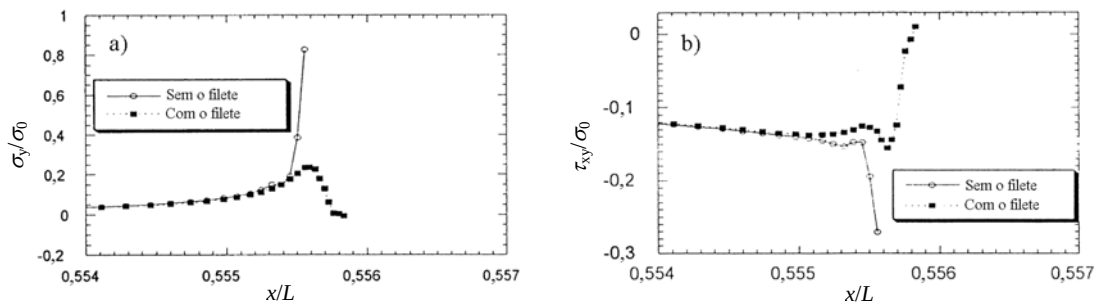


Figura 79 – Tensões normais segundo y (a) e tensões de corte (b) (Bogdanovich *et al.* 1999).

A Figura 79 representa a distribuição de tensões normais segundo y (a) e tensões de corte (b) no adesivo, junto da interface adesivo/placa base. Observa-se uma notória diminuição dos picos de tensões normais segundo y e de corte na extremidade do comprimento de sobreposição entre a placa base e o remendo.

Em (Tsai *et al.* 1995 a) é apresentado um estudo numérico e experimental de juntas em laminados compósitos com e sem filete na extremidade do comprimento de sobreposição. São ainda documentados os deslocamentos para as duas geometrias consideradas pelo método de interferometria de Moiré. Relativamente ao estudo numérico efectuado foram feitas análises linear e não linear utilizando o software ABAQUS. Os modelos foram encastrados numa das extremidades e traccionados na outra, sendo o adesivo modelado por duas camadas de elementos e as placas a ligar com uma camada de elementos por cada lâmina de compósito. O material das placas foi considerado ortotrópico e o do adesivo isotrópico. Foram comparados os resultados experimentais e numéricos no que diz respeito às deformações ao longo da junta nalguns pontos. Observou-se uma evolução linear das deformações e uma elevada concordância entre os valores experimentais e os obtidos pelo modelo de elementos finitos em análise não linear. A análise numérica linear permitiu obter valores de deformação ligeiramente superiores aos experimentais e pela análise não linear. A Figura 80 representa uma comparação entre os resultados experimentais (Moiré) e os resultados numéricos. À esquerda são apresentadas as deformações por distorção no adesivo ao longo da junta para as geometrias com e sem filete, em termos de resultados numéricos e experimentais. À direita são apresentadas as distribuições de tensões de corte, normais segundo x e y no adesivo para as duas geometrias consideradas, pelo método dos elementos finitos, utilizando uma análise não linear.

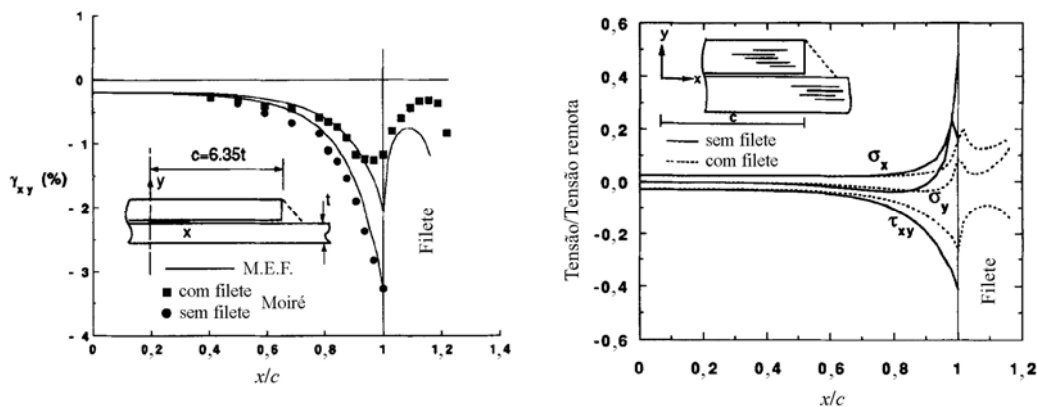


Figura 80 – Comparação entre resultados experimentais e numéricos (Tsai *et al.* 1995 a).

Considerando as deformações de distorção ao longo da junta, observa-se uma correspondência bastante razoável entre os resultados experimentais e numéricos para a geometria sem filete, ao passo que para geometria com filete é notória a diferença no que diz respeito à diminuição do pico de tensões na extremidade do comprimento de sobreposição, mas observa-se uma ligeira diferença entre os dois casos. Já a distribuição de tensões ao longo da junta permite observar a vantagem inerente à utilização de um filete na junta colada, uma vez que existe uma diminuição dos picos de tensões de corte e normais segundo x e y , e consequentemente um aumento na resistência da junta.

Outros autores estudaram a optimização de juntas coladas, como (Rispler *et al.* 2000). Nesta publicação é apresentado um método denominado de EVOLVE, Método de Optimização Estrutural Evolucionário, que se baseia numa análise iterativa por elementos finitos, em que em cada iteração são removidos do modelo

elementos que satisfaçam certos requisitos, no sentido de otimizar a junta. O método apresentado consiste em apagar do modelo elementos sujeitos a tensões reduzidas e voltar a fazer a análise sem os referidos elementos, um determinado número de vezes. O modelo vai efectuando iterações sucessivas até todos os elementos dos remendos se encontrarem com um nível de tensões pelo menos a 20% do nível de tensões máximo em toda a estrutura. O modelo só deixa apagar elementos do adesivo, para garantir que não são apagados elementos do remendo e placas base. Este processo conduz a juntas cujo adesivo se encontra similarmente solicitado ao longo do comprimento de sobreposição, eliminando os picos de tensão normalmente encontrados neste tipo de juntas. A Figura 81 representa a geometria presente na maior parte das ligações produzidas experimentalmente, ao passo que a Figura 82 diz respeito à geometria e condições fronteira utilizadas no início do processo iterativo.

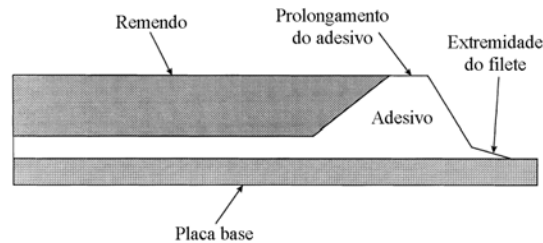


Figura 81 – Geometria presente na maioria das ligações produzidas experimentalmente (Rispler et al. 2000).

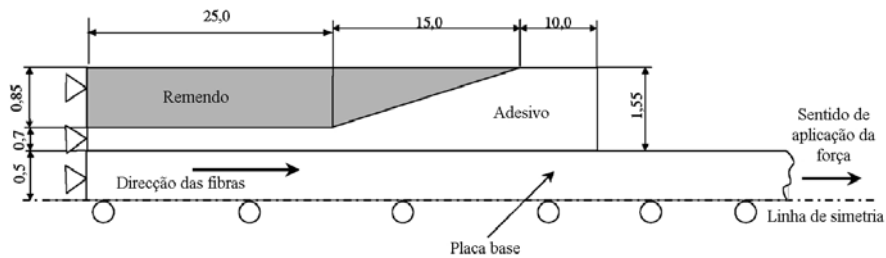


Figura 82 – Geometria e condições fronteira utilizadas em (Rispler et al. 2000).

O modelo utilizado incluiu elementos de quatro nós ortotrópicos de estado plano de deformação, tendo sido efectuada uma análise linear estática. Os resultados obtidos mostraram que a forma ideal para o filete é tal que este se deve encontrar com ângulo de 45° a partir da extremidade do remendo, sendo possível neste caso, e comparando com a geometria inicial evidenciada na Figura 82, uma redução de 50% nas tensões normais segundo y no adesivo e de 40% nas mesmas tensões mas na placa base. O estudo apresentado não foca nem a variação nas tensões de corte no adesivo nem o aumento na resistência da junta devido à optimização do filete, factos cuja análise seria interessante.

4.1.4 Progressão do dano

O estudo efectuado em termos de início e crescimento de dano é baseado no trabalho desenvolvido em (de Moura et al. 2000). O estudo de início e propagação de dano é realizado utilizando elementos finitos de interface para ligar os restantes elementos sólidos. A propagação da delaminação é simulada usando um modelo de dano em modo misto baseado no uso indirecto da Mecânica da Fractura. Devido ao estado de tensão

complexo, é utilizada uma análise em modo misto incluindo três modos de fractura. O modelo utilizado encontra-se apresentado na Figura 83 e na Figura 84.

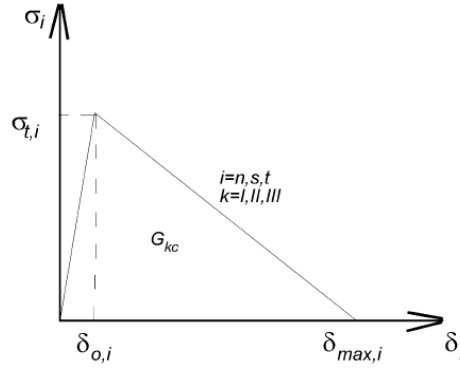


Figura 83 – Relações tensão/deslocamento relativo para modos puros (I, II ou III) (de Moura et al. 2000).

Para o caso de propagação em modo puro (modo I, II ou III) (Figura 83), a área circunscrita às curvas tensão/deslocamento relativo representa a taxa crítica de libertação de energia no modo correspondente (G_{ic}). Sendo a tensão limite ($\sigma_{t,i}$) e a taxa crítica de libertação de energia (G_{ic}) valores determinados experimentalmente, é possível obter facilmente o deslocamento relativo máximo correspondente à rotura completa ($\delta_{max,i}$). As equações (1) e (2) representam as relações entre as tensões e os deslocamentos relativos antes de ser atingida a tensão máxima ($\sigma_{t,i}$) e depois de esta ser atingida, pela ordem respectiva.

$$\sigma = D\delta \quad (1)$$

$$\sigma = (I - E)D\delta \quad (2)$$

No segundo caso, **I** representa a matriz identidade e **E** uma matriz diagonal contendo na posição i o parâmetro de dano

$$e_i = \frac{\delta_{max,i} (\delta_i - \delta_{o,i})}{\delta_i (\delta_{max,i} - \delta_{o,i})} \quad (3)$$

correspondente à direcção i . Em modo puro, as outras duas componentes da tensão não são importantes e podem ser abruptamente canceladas igualando a um os elementos respectivos de **E**.

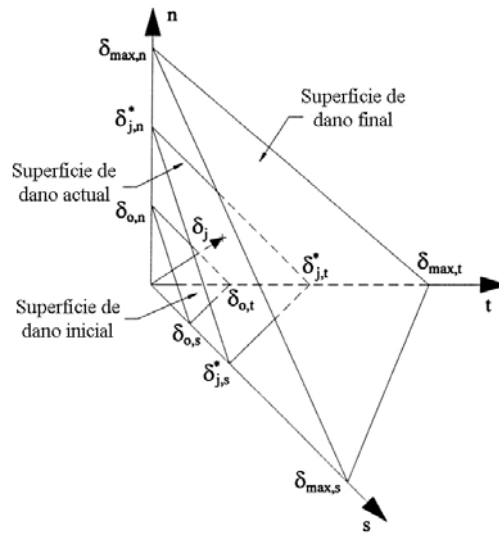


Figura 84 – Modelo de dano em modo misto (de Moura et al. 2000).

O modelo em modo misto (Figura 84) é uma extensão do modelo em modo puro já referenciado. O modelo é baseado numa superfície de dano movendo-se entre duas situações limite. A superfície de dano inicial é definida pelos deslocamentos relativos críticos ($\delta_{o,s}$, $\delta_{o,t}$, $\delta_{o,n}$), que correspondem a $\delta_{o,i}$ do modelo em modo puro. A superfície de dano final é definida pelos deslocamentos relativos máximos ($\delta_{max,s}$, $\delta_{max,t}$, $\delta_{max,n}$), que correspondem a $\delta_{max,i}$ do modelo em modo puro.

O trabalho apresentado por (Gonçalves et al. 2003) consiste num modelo para análise tridimensional progressiva de juntas adesivas. O método utiliza elementos finitos de interface, incluindo o modelo de dano descrito na referência anterior para simular o dano progressivo. Os elementos de interface são colocados entre as placas e o adesivo, sendo simulado o início e propagação de dano nas interfaces entre adesivo e placas (Figura 85).

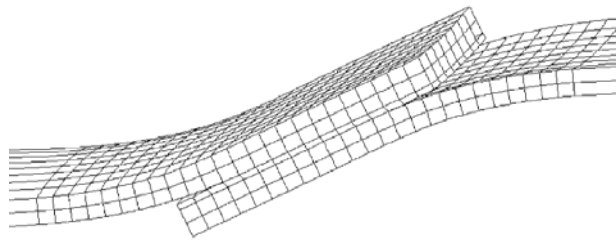


Figura 85 – Início de dano numa junta de sobreposição simples (Gonçalves et al. 2003).

Como experimentalmente foi observada rotura coesiva da junta, foram consideradas as propriedades do adesivo no modelo de dano. Foram consideradas duas análises distintas: análise linear elástica e elasto-plástica (Figura 86).

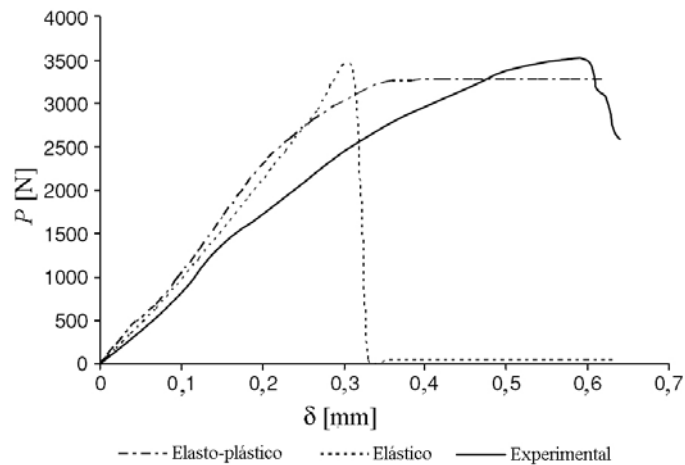


Figura 86 – Curvas P - δ obtidas numérica e experimentalmente (Gonçalves et al. 2003).

Os autores constataram a existência de uma melhor concordância com os resultados experimentais considerando um comportamento elasto-plástico do material. Como conclusão, os autores referem ter desenvolvido um método que permite prever numericamente a resistência de juntas adesivas em sobreposição simples.

(Chen 2002) apresenta um trabalho sobre delaminação progressiva de um painel laminado composto reforçado e de um painel sandwich, usando um modelo de descoesão. São criados dois modelos descoesivos: um modelo de evolução bilinear e outro polinomial cúbico, usando a taxa de libertação de energia G_c e baseado na utilização de elementos de interface. O modelo criado, além de prever a carga de rotura dos provetes, determina também o início e propagação do dano conducentes à rotura final dos provetes. Os elementos de interface utilizados encontram-se apresentados na Figura 87.

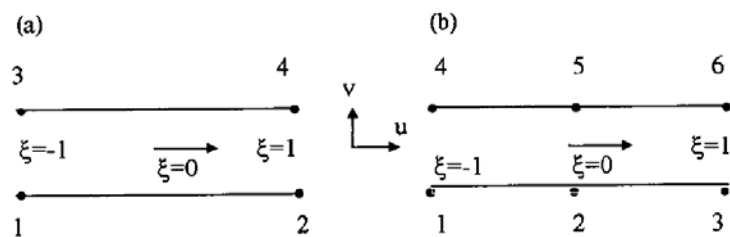


Figura 87 – Elemento de interface linear (a) e quadrático (b)) (Chen 2002).

São utilizados elementos de interface lineares de quatro nós (a) e quadráticos de seis nós (b)). A Figura 87 representa os modelos descoesivos utilizados, sendo um deles (a) um modelo bilinear que utiliza uma relação triangular entre a tensão aplicada e o deslocamento. O outro modelo utilizado (b)) é um modelo que apresenta uma relação polinomial entre a tensão e o deslocamento.

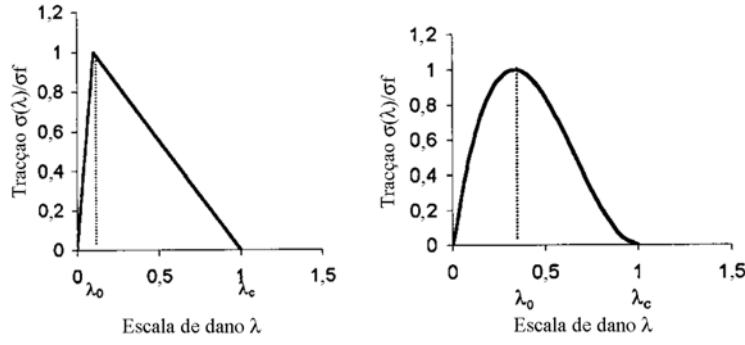


Figura 88 – Modelos descoesivos bilinear e polinomial cúbico (Chen 2002).

O parâmetro de dano λ em modo misto I e II é definido como:

$$\lambda = \sqrt{\left(\varepsilon_I / \varepsilon_I^C\right)^2 + \left(\varepsilon_{II} / \varepsilon_{II}^C\right)^2} \quad (4)$$

onde ε_I e ε_{II} representam respectivamente as componentes normal e tangencial do deslocamento relativo das faces da fenda modeladas pelos elementos de interface. ε_{IC} e ε_{IIC} representam os valores críticos dos referidos componentes de deslocamento. O parâmetro de dano leva as tensões a zero quando este atingir o valor de um. Considerando as solicitações representadas na Figura 88, a energia de fractura é igual a:

$$G_C = \varepsilon_I^C \int_0^{\lambda} \sigma(\lambda') d\lambda' \quad (5)$$

As tracções para as funções bilinear (a) e polinomial cúbica (b)) são as seguintes:

$$a) \sigma(\lambda) = \begin{cases} \frac{\sigma_I}{\lambda_0} \lambda & \lambda \leq \lambda_0 \\ \frac{\sigma_I}{1-\lambda_0} (1-\lambda) & \lambda > \lambda_0 \end{cases} \quad (6)$$

$$b) \sigma(\lambda) = \frac{27}{4} \sigma_I \lambda (1-2\lambda+\lambda^2)$$

Em termos de aplicações deste modelo de dano, foram apresentados dois casos. No primeiro, é estudada uma placa em CFRP reforçada por aplicação de remendo e sujeita a uma solicitação de flexão em quatro pontos. No segundo caso é considerada uma viga em sandwich com núcleo em ninho de abelha e camada superficial em CFRP reparada por remendo embebido e sujeita ao mesmo tipo de solicitação. A Figura 89 representa a relação força-deslocamento aplicado para os provetes reforçados (a) e painéis sandwich reparados (b).

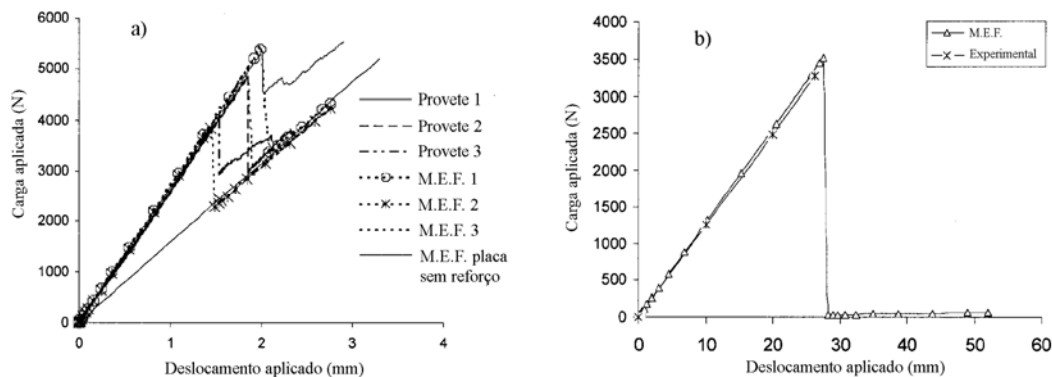


Figura 89 – Relação força-deslocamento para os provetes reforçados (a) e painéis sandwich (b) (Chan 2002).

Para o caso da placa reforçada, é notória uma correlação bastante satisfatória entre os resultados experimentais e numéricos, nomeadamente em termos de rigidez da placa até rotura. Os três modelos obtidos pelo Método dos Elementos Finitos (M.E.F.) variam nas propriedades mecânicas dos elementos de interface. Os modelos M.E.F. 1, 2 e 3 apresentam, pela ordem respectiva, valores de tensão de tracção máxima (pico dos gráficos da Figura 88) iguais a 50, 30 e 46 MPa. Observa-se em todos os casos uma propagação de dano entre a placa de base e o reforço, sendo que, aquando da separação do remendo da placa-base, há um decréscimo na força aplicada correspondente a este evento e um comportamento posterior dos provetes próximo do verificado para uma placa sem reforço. Para o caso do painel sandwich, é apresentado apenas um caso numérico, correspondente a uma tensão de tracção máxima de 49 MPa. Observa-se uma correspondência elevada entre os resultados numéricos e experimentais, existindo em ambos os casos uma anulação da força aplicada a cerca de 3600N, correspondente a uma propagação instável de fenda ao longo do adesivo do remendo embebido.

4.2 Análise experimental

Muito trabalho experimental tem sido desenvolvido na área da reparação de compósitos, nomeadamente na definição dos modos de rotura verificados, bem como de validação dos modelos numéricos desenvolvidos para a previsão deste tipo componentes.

4.2.1 Reparação por sobreposição simples e dupla

(Hu *et al.* 2000) estudaram experimentalmente os modos de rotura de uma placa de compósito reforçada com fibras e sujeita a uma solicitação de compressão, como forma de validar os modelos numéricos desenvolvidos. Os principais modos de rotura observados encontram-se na figura seguinte.

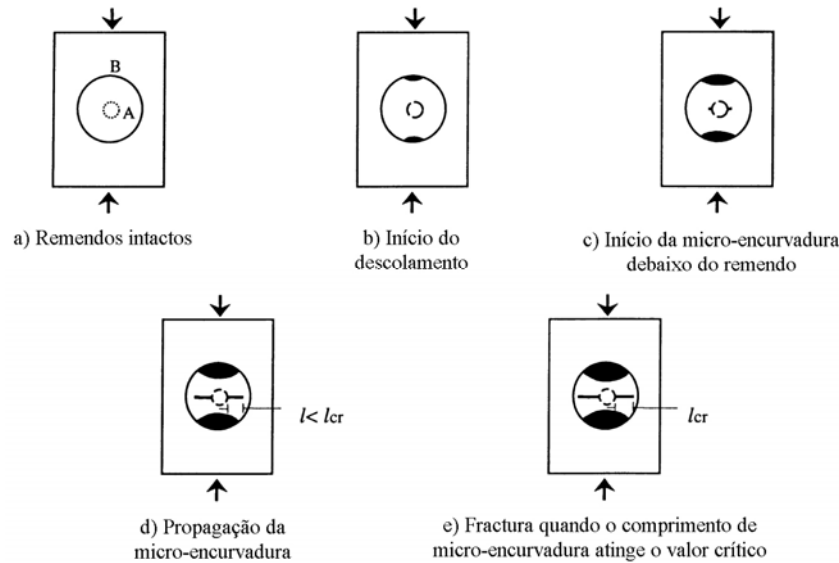


Figura 90 – Modos de ruptura de um compósito reparado sujeito a solicitação de compressão (Hu et al. 2000).

O início do dano ocorre por deformação plástica do adesivo e descolamento do remendo pelo ponto B. À medida que o remendo perde gradualmente a sua capacidade de transferência de carga, por descolamento da placa-base, as tensões axiais locais no ponto A (na placa-base) começam a atingir valores consideráveis, provocando a micro-encurvadura das fibras a 0° . Incrementando posteriormente a carga aplicada, a micro-encurvadura seguida de delaminação entre camadas propaga-se como uma fenda ao longo da largura do provete. A ruptura acontece quando o comprimento de encurvadura atinge o valor crítico de 2-3 mm.

(Soutis et al. 1999) complementaram o seu trabalho numérico por via experimental, onde estudaram a ruptura de placas de compósito com furo no seu interior e com remendos circulares de ambos os lados da placa. Foram estudadas placas com as sequências de empilhamento $[(\pm 45/0_2)_3]_S$ e $[(\pm 45/0/90)_3]_S$, definidas como L1 e L2, pela ordem respectiva. Foi confirmado um aumento da eficiência da junta reparada para as placas L1 quando reparadas com remendos L2, isto é, com remendos com resistência mecânica inferior segundo a direcção da solicitação. O preenchimento do furo com adesivo revelou em todos os casos um aumento da eficiência da junta na ordem dos 20%.

(Reis et al. 2005) obteve experimentalmente as curvas $\tau_{xy}-\varepsilon$ (Figura 91) para uma junta em sobreposição simples de polipropileno reforçada a fibras de vidro, com a sequência de empilhamento (+45/0/-45). Foi usado como adesivo a cola Bostik 7452, após limpeza das superfícies com o primário Bostik 7480. A junta com comprimento de sobreposição de 30 mm foi aquela que apresentou a maior rigidez e resistência ao corte. A deformação após ruptura é aproximadamente idêntica para os quatro comprimentos de sobreposição.

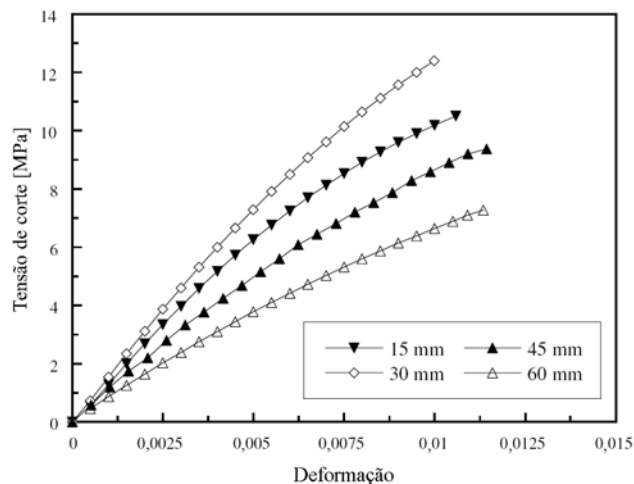


Figura 91 – Curvas tensão de corte-deformação para vários comprimentos de sobreposição (Reis et al. 2005).

O trabalho já referenciado de (Ávila et al. 2004) inclui também componente experimental no sentido de determinar a resistência de juntas de Vidro E/epóxico em sobreposição simples e geometria ondulada (Figura 69). Para o efeito foram traccionados até à rotura vinte provetes com geometria convencional de sobreposição simples e outros tantos provetes de juntas onduladas. A Figura 92 representa as cargas máximas suportadas pelos provetes em sobreposição simples convencional (a) e com geometria ondulada (b). Note-se que os provetes em sobreposição simples convencional são obtidos a partir de quatro placas distintas, sendo retirados cinco provetes de cada placa (grupos um a cinco). Os provetes dos grupos dois e três foram colados a uma temperatura de 28°C e humidade do ar de 40%, ao passo que os provetes dos grupos um e quatro foram colados sensivelmente à mesma temperatura mas com uma humidade do ar a rondar os 60%.

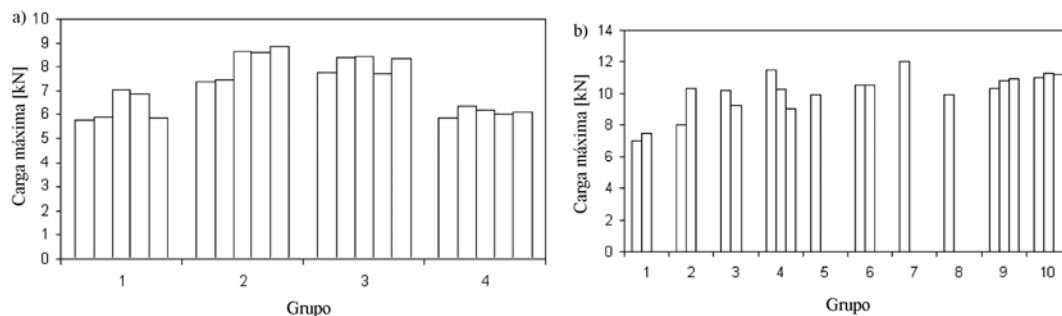


Figura 92 – Cargas máximas em sobreposição simples (a) e onduladas (b)) (Ávila et al. 2004).

Observa-se para os provetes em sobreposição simples convencional (a) um padrão para os grupos um e quatro, com cargas de rotura similares, e para os grupos dois e três, pela mesma razão. A justificação, para os autores, encontra-se relacionada com a maior humidade presente na colagem dos provetes dos grupos um e quatro, que originou uma adesão não uniforme entre as placas durante o processo de cura do adesivo. Para os provetes com geometria ondulada (b) refere-se que cada placa permitiu a obtenção de três provetes, embora problemas de infiltração de resina nas placas evitassem que algumas delas apenas permitissem obter um ou dois provetes. Observou-se que cerca de 75% dos provetes evidenciaram rotura pelo adesivo, ao passo que os

restantes sofreram delaminação das camadas superficiais das placas. Este tipo de rotura é o resultado da distribuição de tensões já referida para este tipo de juntas, que propicia tensões compressivas no adesivo, tornando-o assim mais resistente. Em termos médios, a utilização deste tipo de juntas com geometria ondulada leva a um aumento de 41% da resistência à tracção das juntas.

O trabalho proposto por (Kim *et al.* 2005) apresenta uma comparação experimental em termos de modo de rotura e resistência de provetes ligados por sobreposição simples solicitados à tracção com diversas soluções de ligação entre as duas placas. É considerada ligação com cura em simultâneo entre placas sem adesivo, cura em simultâneo com adesivo e ligação após cura das placas. A geometria e dimensões dos provetes utilizados encontra-se representada na Figura 93.

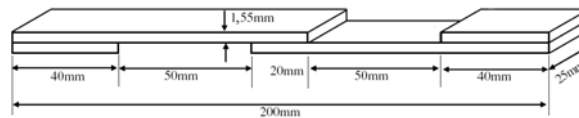


Figura 93 – Geometria do provete utilizado (Kim *et al.* 2005).

As placas foram fabricadas com pré-impregnado de carbono-epóxico, sendo a espessura de cada camada de 0,155 mm e a sequência de empilhamento $(0)_{10}$. Os provetes com cura em simultâneo foram curados a uma temperatura de 126°C e pressão de 40 psi. No caso particular dos provetes curados em simultâneo com adesivo, foi usado um processo em que o filme de adesivo foi colocado na sua posição durante o processo de empilhamento manual, sendo depois o conjunto curado em simultâneo. Para os provetes com ligação após cura, as placas foram curadas em primeiro lugar, sendo depois ligadas por um adesivo de alta viscosidade. Neste caso a ligação incluiu uma preparação prévia da superfície, mistura e aplicação do adesivo, montagem, compressão das duas placas a ligar e finalmente cura do adesivo à temperatura ambiente. Estes últimos provetes foram fabricados com variação de alguns parâmetros, como diferentes pressões de contacto durante a cura do adesivo para obtenção de diferentes espessuras de adesivo, diferentes valores de rugosidade superficial das superfícies das placas em contacto com o adesivo e utilização ou não de filetes de diferentes dimensões. Em todos os provetes foram polidas as arestas laterais na zona de ligação entre as placas. A Figura 94 representa estas arestas para os diversos tipos de ligação referidos.

As propriedades mecânicas dos adesivos e filme de adesivo utilizados foram determinadas experimentalmente de igual forma, tendo-se chegado à conclusão que o filme de adesivo utilizado nos provetes com cura simultânea de placas e adesivo apresenta propriedades de resistência notoriamente superiores (em cerca de 50%), relativamente aos adesivos utilizados para ligação dos provetes com cura separada de placas e adesivo. Este facto apresenta extrema importância ao comparar posteriormente a resistência dos diferentes tipos de provetes. A Figura 95 ilustra a iniciação e crescimento da fenda para um provete com cura separada de placas e adesivo.

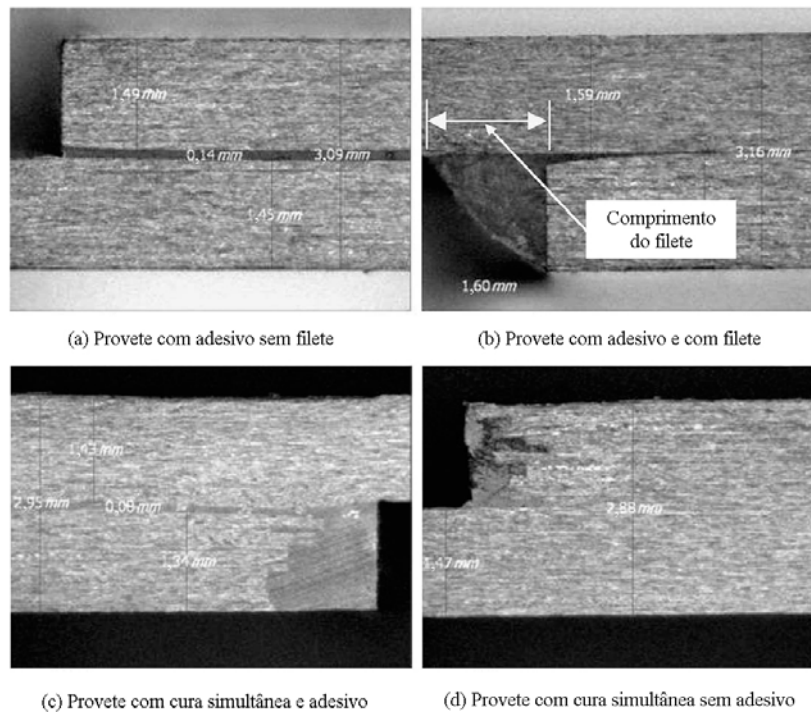


Figura 94 – Fotografias da extremidade da zona de sobreposição (Kim et al. 2005).

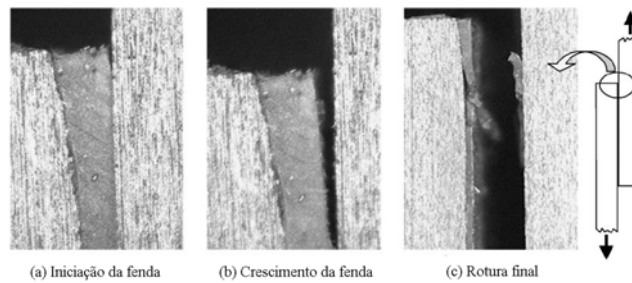


Figura 95 – Iniciação e crescimento da fenda (Kim et al. 2005).

Experimentalmente observou-se a iniciação da fenda na extremidade do comprimento de ligação entre as duas placas, crescimento estável da fenda ao longo de um comprimento compreendido entre os 1 e 3mm, a partir do qual se observa a progressão abrupta da mesma e rotura da ligação. A rotura evidenciou um misto de rotura adesiva (entre adesivo e placa) e coesiva (a meio do adesivo). Observou-se o arranque de algumas fibras de carbono das camadas superficiais, sendo este fenómeno influenciado pelo grau de rugosidade das superfícies de ligação das placas ao adesivo, na medida em que valores superiores de rugosidade conduzem a um maior arranque de fibras. Para os provetes curados em simultâneo, não se presenciou a iniciação e crescimento da fenda, sendo a rotura abrupta. Nestes provetes sem a utilização de adesivo, observou-se a rotura pela interface entre as duas placas. Ao analisar os provetes curados em simultâneo com o filme de adesivo, notou-se uma rotura intralaminar, ou seja, delaminagem entre camadas adjacentes das placas. Este facto é justificado pelas elevadas propriedades de resistência do adesivo utilizado.

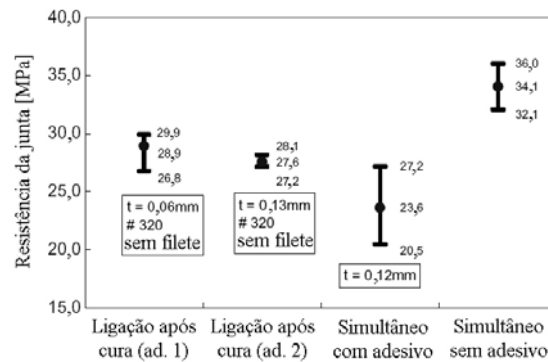


Figura 96 – Resistência da junta para diferentes tipos de ligação (Kim et al. 2005).

A resistência da junta de sobreposição simples para os diferentes tipos de ligação encontra-se representada na Figura 96. A resistência da junta é considerada pelos autores com sendo a razão entre a força aplicada que provoca o colapso e a área de ligação do provete. Os piores resultados foram obtidos para os provetes curados simultaneamente com o adesivo. Por outro lado, verificou-se que o método de ligação mais eficiente é aquele em que as placas são curadas em simultâneo sem a utilização de adesivo. Relativamente à ligação após cura das placas, refere-se que foram utilizados dois adesivos distintos, sendo os resultados obtidos em termos de resistência intermédios relativamente aos casos já discutidos.

Foi ainda analisada a influência da variação de alguns parâmetros na resistência dos provetes com ligação após cura. Observou-se que superfícies preparadas por lixagem com menor rugosidade conduziam a ganhos significativos na resistência da junta. Ao estudar a influência da espessura do adesivo, observou-se que o aumento desta provoca diminuição da resistência da junta. A inclusão de filete nas extremidades do comprimento de sobreposição entre placas apresenta também um papel bastante benéfico na resistência da junta, permitindo a obtenção de aumentos de resistência da ordem dos 15%.

4.2.2 Reparação por utilização de remendos embebidos no material a reparar

Em (Charalambides et al. 1998 a) foi investigado experimentalmente o desempenho de placas em CFRP ligadas com adesivo epóxico, solicitadas com cargas estáticas e cíclicas. Foram consideradas adicionalmente condições de temperatura e humidade elevadas (imersão em água a 50°C por períodos até 16 meses), para comparação com as placas em condições normais de utilização (ambiente ameno e seco). A geometria da reparação é idêntica à apresentada na Figura 71, relativa ao trabalho apresentado por estes autores no seu complemento numérico a este trabalho, sendo a sequência de empilhamento quasi-isotrópica $(+45/0/90)_{2S}$ e o ângulo de inclinação do remendo de 2°. Foram obtidos maioritariamente quatro modos de rotura distintos (Figura 97).

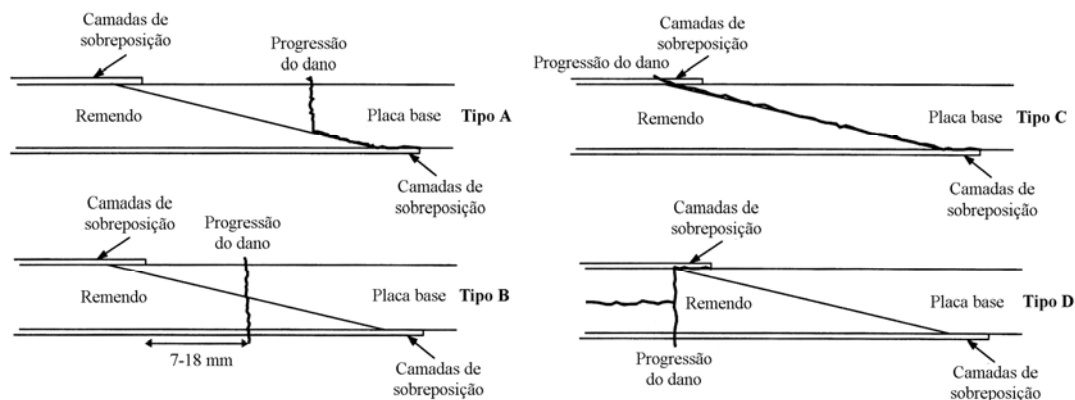


Figura 97 – Modos de rotura obtidos experimentalmente em (Charalambides et al. 1998 a).

Relativamente à resistência de placas reparadas sobre a acção de cargas estáticas, esta é idêntica à obtida para placas não danificadas, sendo da ordem de grandeza dos 500 MPa. No entanto, o modo de rotura varia com o tipo de condicionamento das placas reparadas: placas condicionadas em ambiente seco e temperatura de 20°C apresentam uma rotura do tipo A, placas em ambiente de temperatura e humidade elevada durante 4 meses exibem rotura do tipo B, ao passo que placas sujeitas às mesmas condições durante 16 meses apresentam roturas dos tipos A, B e C, com maior predominância dos dois primeiros.

Já relativamente ao comportamento sob cargas cíclicas, as placas reparadas evidenciaram perda de resistência relativamente aos provetes não danificados (da ordem dos 50%). No entanto o modo de rotura altera-se significativamente com as condições de condicionamento dos provetes: assim, para provetes condicionados em ambiente seco e 20°C é observado o modo C, ao passo que para os provetes sujeitos a temperatura e humidade elevadas por períodos de 4 e 16 meses, se observam os modos A, C e D, embora com maior predominância dos dois primeiros.

Em (Found et al. 1995) também são estudadas as reparações com remendos embebidos no material, tendo sido utilizado um método de análise experimental de tensões e deformações (com a aplicação de extensómetros). As placas de teste apresentam a sequência de empilhamento (0,45,0,-45)_s e ângulo de 3°, sendo a sequência de empilhamento e respectivo ângulo do remendo embebido idênticos aos da placa, com a adição de uma camada adicional a 0° na superfície maior do remendo embebido, com o objectivo de garantir uma transferência de carga mais equilibrada. A carga é aplicada ao conjunto reparado diagonalmente à placa de teste. A figura seguinte representa um esquema do tipo de reparação efectuada, bem como o posicionamento dos extensómetros para ser feita a análise de deformações posterior à reparação.

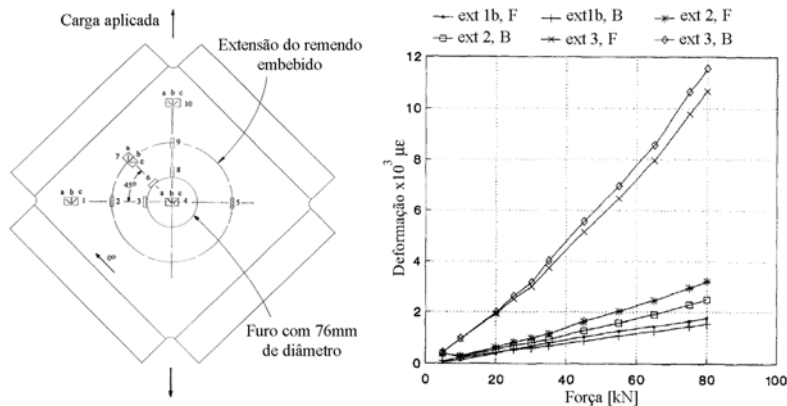


Figura 98 – Posição dos extensômetros (esquerda) e gráfico deformação – carga (direita) (Found et al. 1995).

Os resultados obtidos demonstram que, utilizando remendos embebidos no material a reparar, é possível obter aumentos de 24 a 100% na resistência da placa de teste, quando comparada com uma placa não reparada. Esta dispersão de valores deve-se ao facto de serem usadas diferentes temperaturas e tempos de cura dos remendos. Para as condições de carga enunciadas, a força de rotura é governada pela quantidade de encurvadura a que a placa reparada se encontra sujeita, uma vez que este fenómeno é responsável pela descolagem do remendo da placa, provocando rotura catastrófica desta última.

O trabalho apresentado por (Baker *et al.* 1999) foca também a reparação de estruturas em compósito reforçado com fibras de carbono por remendo embebido no material a reparar, tanto em termos de modelação numérica como por via experimental, embora esta última com muito maior preponderância. O estudo incide sobre um estabilizador horizontal de uma aeronave composto por um núcleo ninho de abelha em alumínio e uma camada superficial em compósito. Na Figura 99 é representada esquematicamente a reparação efectuada, nomeadamente em termos de sequência de empilhamento.

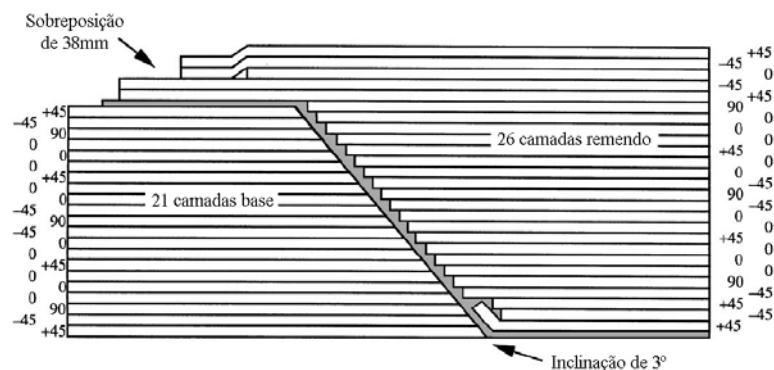


Figura 99 – Representação esquemática da reparação efectuada em (Baker et al. 1999).

Os espécimes criados para determinar a resistência da estrutura encontram-se representados na Figura 100.

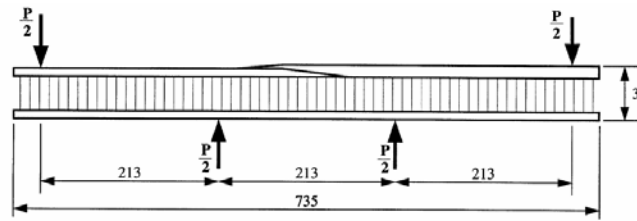


Figura 100 – Geometria e carregamento dos espécimes (Baker et al. 1999).

Os provetes foram ensaiados -40°C , temperatura ambiente e 104°C , em ambiente seco e húmido, tendo sido montados oito extensómetros ao longo da superfície de reparação para monitorizar as deformações sofridas pelos provetes. Verificou-se uma redução em cerca de 50% na deformação após rotura ao testar os provetes a 104°C , quando comparada com a obtida à temperatura ambiente, tanto em ambiente seco como húmido. Em todos os casos observou-se uma rotura coesiva do adesivo. A Figura 101 representa uma comparação entre as deformações medidas experimentalmente em oito posições distintas e os resultados numéricos obtidos ao longo da reparação. As deformações apresentadas encontram-se normalizadas pela deformação sofrida pelo extensómetro G1, localizado na placa base.

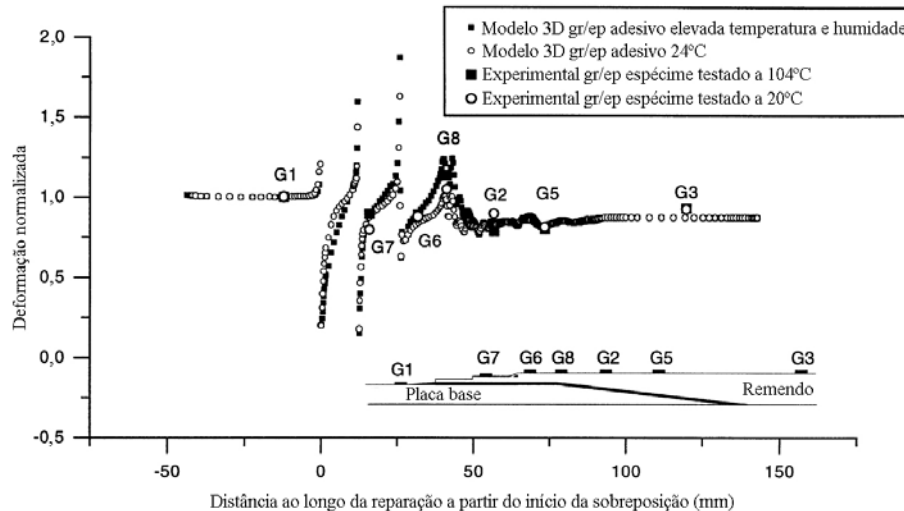


Figura 101 – Valores experimentais e numéricos de deformação normalizada (Baker et al. 1999).

É notória a correlação entre os valores numéricos e experimentais. Uma reparação com remendo embebido foi também efectuada num componente real no qual foi simulado um defeito, tendo este sido solicitado até 115% da carga limite estipulada nestes casos, antes de ser visível algum dano. Foram medidas as deformações sofridas em vários pontos da reparação, que nunca excederam o valor limite indicado no projecto ($5200 \mu\epsilon$), o que evidencia o sucesso da reparação efectuada.

4.3 Conclusões

O presente capítulo teve como objectivo descrever o estado da arte actual no que concerne à ligação e reparação em materiais compósitos de matriz polimérica reforçados com fibras. A descrição foi iniciada com a vertente numérica, sendo enumerados alguns trabalhos com modelos bidimensionais e tridimensionais. Observou-se que os modelos bidimensionais são modelos simplificados que subestimam a resistência da reparação de uma placa com furo. Constatou-se experimentalmente que as placas ainda possuem capacidade de resistir a esforços após o remendo descolar, efeito que não é contabilizado nos modelos bidimensionais. Por outro lado, estes modelos simplificados não incluem um efeito de concentrações de tensões normais segundo a direcção da solicitação na proximidade do furo. Muitos trabalhos apresentam as distribuições de tensões mais relevantes nas juntas de sobreposição e por remendo embebido, nomeadamente as tensões normais segundo y e as tensões de corte no adesivo. Resultados similares foram obtidos, comprovando-se nos casos de sobreposição que estas duas componentes de tensão apresentam distribuições em que se observam picos pronunciados nas extremidades do comprimento de sobreposição. Os picos de tensões normais segundo y provocam delaminações entre camadas diferentemente orientadas nas placas a reparar, ao passo que os picos de tensões de corte levam a um início de plastificação do adesivo bastante prematura, sendo assim a resistência elástica da junta bastante limitada.

Diversos parâmetros geométricos e materiais foram estudados no sentido de otimizar o desenho das juntas reparadas. Um dos parâmetros que mais influencia a resistência da junta é o comprimento de sobreposição entre placas e remendo. De facto, observou-se que, em termos de colapso elástico, existe um comprimento de sobreposição óptimo a partir do qual não há vantagem de resistência elástica, pois a tensão de colapso se mantém inalterável. Outros parâmetros, como a espessura dos remendos, as propriedades mecânicas do adesivo, o ângulo de inclinação do remendo (para as juntas com remendo embebido), foram estudados no sentido de otimizar o desenho das juntas. Outros autores optaram por soluções inovadoras para obter valores de resistência superiores. Uma destas soluções consistiu na gradação da rigidez das placas na zona da sobreposição, para conseguir obter distribuições de tensões mais favoráveis e assim conseguir aumentar a resistência da junta. Esta gradação é conseguida variando o ângulo segundo o qual as fibras das camadas das placas são entrelaçadas entre si, permitindo assim obter um valor de E variável ao longo do seu comprimento. Para conseguir a variação do módulo E também é considerado a chanfragem das placas em sobreposição simples. Outra solução consiste na produção de juntas onduladas na zona da sobreposição, o que permite anular os picos de tensões já referidos, uniformizando as distribuições de tensões normais segundo y e de corte. Esta modificação aumenta significativamente a resistência da junta.

Uma secção da revisão bibliográfica é dedicada às alterações geométricas efectuadas nas juntas reparadas, com o objectivo de uniformizar as distribuições de tensões e assim contribuir para um aumento da resistência residual das placas reparadas. Neste caso, são efectuadas análises numéricas pelo M.E.F. e experimentais pelo método da interferometria de Moiré no sentido de obter as distribuições de tensões na junta para juntas sem e com alterações geométricas. A alteração mais usual é a utilização de um filete nas

extremidades do comprimento de sobreposição, com o objectivo de diminuir as concentrações de tensões normais segundo y e de corte observadas nestas regiões e assim contribuir para o aumento de resistência da junta.

Alguns estudos incluem elementos especialmente desenvolvidos pelo utilizador no sentido de obter as distribuições de tensões normais segundo y e de corte nas interfaces entre placas e adesivo. Diversos estudos foram efectuados considerando análises bidimensionais e tridimensionais. Em ambos os casos observam-se concentrações destas duas componentes de tensões nas interfaces entre placas e adesivo, comparativamente com as zonas intermédias do adesivo. Este facto indica uma dependência das tensões ao longo da espessura do adesivo e sugere que o início do dano tem lugar nas proximidades destas interfaces. Outros autores focam a sua atenção na comparação da resistência das placas reparadas considerando análise linear e não linear geométrica. Observa-se que a análise linear geométrica não traduz com precisão o que se passa na realidade nas juntas de sobreposição simples, devido à elevada deformação vertical que estas juntas apresentam. Como tal, subestimam a resistência das juntas, pois apresentam valores de tensões e deslocamentos verticais superiores aos reais. Para as juntas de sobreposição dupla não há diferenças significativas, pois a rotação destas juntas é quase inexistente. É também descrita uma comparação entre resultados teóricos e numéricos, os primeiros definidos pela Teoria Clássica das Placas Laminadas conjuntamente com um modelo constitutivo para juntas em compósito balaceadas sujeitas a cargas no plano e fora do plano. Alguns autores dedicaram a sua atenção à questão do início e propagação do dano em juntas coladas, usando elementos finitos de interface, contendo um modelo de dano em modo misto baseado no uso indirecto da Mecânica da Fractura. Estes elementos de interface são colocados em interfaces entre materiais distintos, nomeadamente as interfaces entre placas e adesivo. As propriedades das referidas interfaces são consideradas idênticas às propriedades do adesivo, pois observou-se experimentalmente que a rotura ocorre no adesivo, numa região próxima da interface com as placas. De um modo geral estes modelos apresentaram boa correlação com os resultados experimentais.

A descrição do estado da arte actual termina com uma abordagem a trabalhos experimentais associados à reparação de materiais compósitos. Alguns autores identificaram experimentalmente os modos de rotura ocorridos em placas tridimensionais reparadas por sobreposição dupla sujeitas a uma solicitação de compressão. Observa-se que o início do dano ocorre por descolamento do remendo seguido por microencurvadura da placa na região próxima do furo. A fractura final ocorre quando o fenómeno de micro-encurvadura atinge o seu valor limite. Outros trabalhos descrevem os vários tipos de propagação de fenda observados em juntas reparadas com remendos embebidos. Observa-se também que estes modos de rotura dependem das condições ambientais de temperatura e humidade em que os provetes são armazenados e testados. Também é referida em vários trabalhos a questão da previsão experimental da resistência de juntas reparadas, não só as juntas convencionais mas também as onduladas. É abordada a questão da utilização de diferentes tipos de cura dos provetes: a cura simultânea das placas sem utilização de adesivo, a cura simultânea das placas com o adesivo e a ligação das placas após a sua cura. Observa-se que a maior resistência residual à tracção destas placas é obtida para a cura simultânea das placas sem a utilização de adesivo. A extensometria também é utilizada como método experimental no que concerne às juntas de reparação por remendo embebido, sendo os resultados das deformações obtidas em vários pontos da reparação comparados com valores numéricos obtidos pelo M.E.F..

5 ANÁLISE TENSORIAL DE REPARAÇÕES

Após ter sido feita uma descrição geral sobre os materiais compósitos, bem como dos mecanismos de rotura e dano mais comuns que originam a necessidade de reparação, é apresentado um trabalho numérico realizado recorrendo ao software ABAQUS®, onde em primeiro lugar é estudada a ligação de duas placas de material compósito por um remendo do mesmo material, em apenas uma das faces (sobreposição simples), sendo posteriormente efectuado o estudo do mesmo caso, mas considerando dois remendos, um de cada lado das placas a ligar (sobreposição dupla). Para o estudo da reparação por utilização de remendo embebido são usados elementos finitos de interface previamente desenvolvidos (de Moura *et al.* 2000) para se obter as distribuições de tensões normais segundo a direcção da espessura do adesivo e tensões de corte no mesmo.

5.1 Ligação de duas placas de material compósito por sobreposição simples

O primeiro caso a ser considerado é o caso de uma placa de material compósito que sofreu um dano numa secção intermédia (por exemplo devido a microencurvadura ou impacto de baixa velocidade), tendo sido removida uma porção da mesma placa. É apresentado um estudo numérico com o objectivo de prever a resistência da mesma placa após esta ter sido sujeita a uma reparação, utilizando um esquema de sobreposição simples, ou seja, colocando um remendo apenas num dos lados da placa. O problema a considerar, bem como as dimensões características do conjunto placas e remendo, são apresentados na Figura 102.

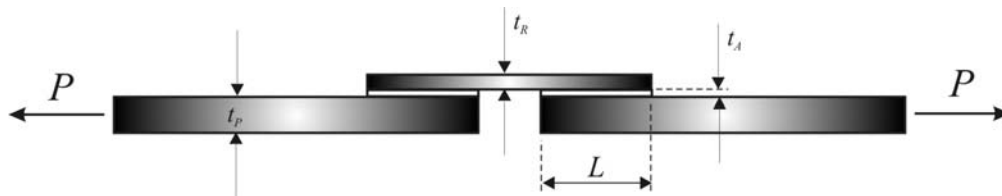


Figura 102 – Problema em estudo e respectivas dimensões características.

A notação utilizada ao longo do presente texto será a seguinte:

P – carga a aplicar [N]

L – comprimento de sobreposição entre placas e remendo [mm]

t_p – espessura das placas a ligar [mm]

t_A – espessura do adesivo [mm]

t_R – espessura do remendo [mm]

a – largura da placa [mm]

Como primeira análise ao problema foram considerados os seguintes dados:

$L=15$ mm	$t_R=1,2$ mm	$t_A=0,2$ mm
$a=25$ mm	$t_P=3,6$ mm	

As propriedades dos materiais considerados são as mostradas na Tabela 2. As seqüências de empilhamento usadas para as placas e remendo são $[0]_{30}$ e $[0]_{10}$, pela ordem respectiva.

Tabela 2 – Propriedades mecânicas das placas e do remendo (camada unidireccional) e do adesivo.

Placas e remendo			Adesivo	
$E_1=1,09E+05$ MPa	$\nu_{12}=0,342$	$G_{12}=4315$ MPa	Prop. elásticas	Prop. plásticas
$E_2=8819$ MPa	$\nu_{13}=0,342$	$G_{13}=4315$ MPa	$\sigma_e=12,7$ MPa	$\sigma_s=16,7$ MPa
$E_3=8819$ MPa	$\nu_{23}=0,380$	$G_{23}=3200$ MPa	$E=4$ GPa	$\epsilon_s=0,1$
			$\nu=0,35$	

A curva tensão-deformação do adesivo é apresentada na Figura 103.

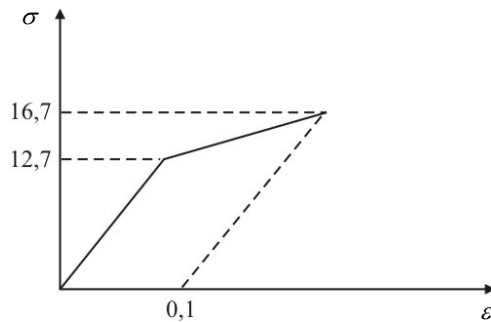


Figura 103 – Curva tensão-deformação relativa ao adesivo.

A Figura 104 e a Figura 105 representam, respectivamente, a configuração inicial e configuração deformada da junta (esta última com ampliação de 5x dos deslocamentos verticais). A Figura 106 mostra um detalhe da malha de elementos finitos utilizada nos modelos criados. A Figura 107 representa as tensões normais segundo x (σ_x) em toda a junta.



Figura 104 – Configuração inicial da junta.



Figura 105 – Configuração deformada da junta.

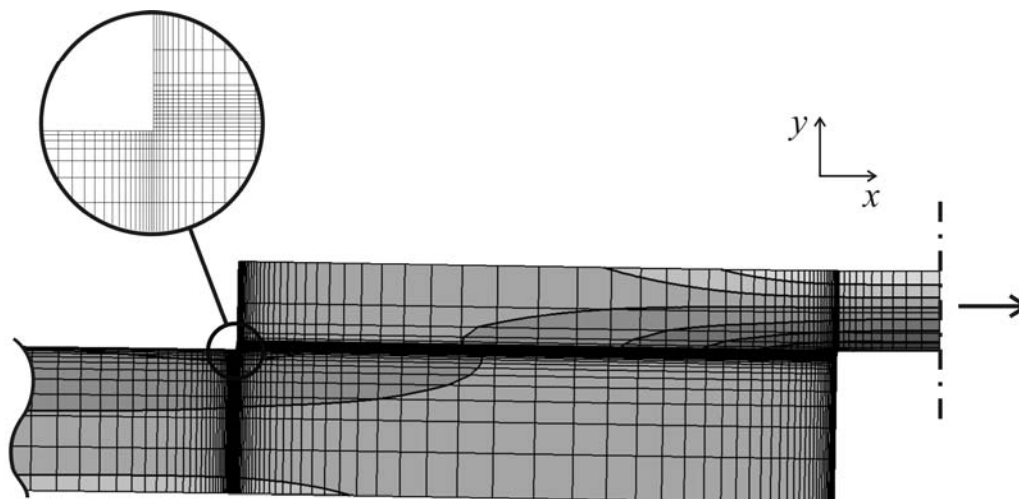


Figura 106 – Malha de elementos utilizada.

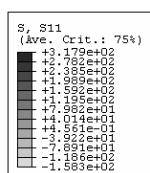


Figura 107 – Tensões normais segundo x na junta.

Das imagens acima, podem ser tiradas algumas conclusões interessantes:

1. Verifica-se um fenómeno de flexão (associado à tracção) tanto nas placas como no remendo devido ao facto das forças de ligação entre placas/adesevo e adesevo/remendo provocarem momentos flectores relativamente aos centróides das secções rectas das placas e do remendo. Esta flexão provoca uma concentração de tensões na face inferior do remendo, onde as tensões de tracção apresentam o mesmo sentido. Este fenómeno de flexão e as forças que o originam é melhor compreendido através da representação esquemática da Figura 108.

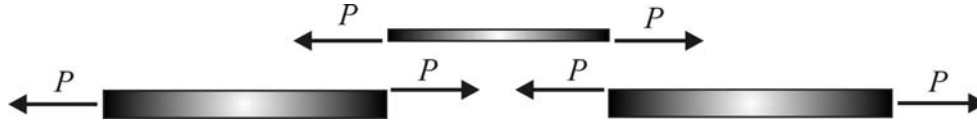


Figura 108 – Sistemas de forças que provocam flexão nas placas e no remendo.

2. Quando as tensões de tracção no remendo atingem os 317,9 MPa (Figura 107), o adesivo entra em plastificação (facto verificado devido aos elevados valores de deformação). Este facto permite concluir que a zona crítica que limita a resistência do conjunto é a zona do adesivo. Qualquer modificação que tenha como objectivo aumentar a resistência do conjunto deve passar impreterivelmente por alterações a nível do adesivo, nomeadamente de características mecânicas e dimensões da área resistente.
3. A rotura dá-se pela zona do adesivo, para valores de tensões na direcção das fibras, tanto no remendo como nas placas, relativamente baixos (da ordem dos 300MPa). Assim, é de esperar que a curva força aplicada-deslocamento, relativa ao conjunto apresentado, traduza na sua forma as zonas elástica e plástica da curva tensão-deformação correspondente ao adesivo. Numa primeira fase existe uma determinada rigidez (a rigidez pode ser definida como sendo igual à razão entre a força aplicada e respectivo deslocamento), e após ser ter iniciado a plastificação do adesivo a rigidez diminui (para um incremento de força igual, no regime plástico o deslocamento respectivo é superior).

São representadas na Figura 109 as curvas $P-\delta$ e $\sigma_{rem}-\delta$ para o caso em discussão. σ_{rem} representa a tensão remota aplicada à junta, definida como sendo a razão entre a força aplicada e a área da secção das placas.

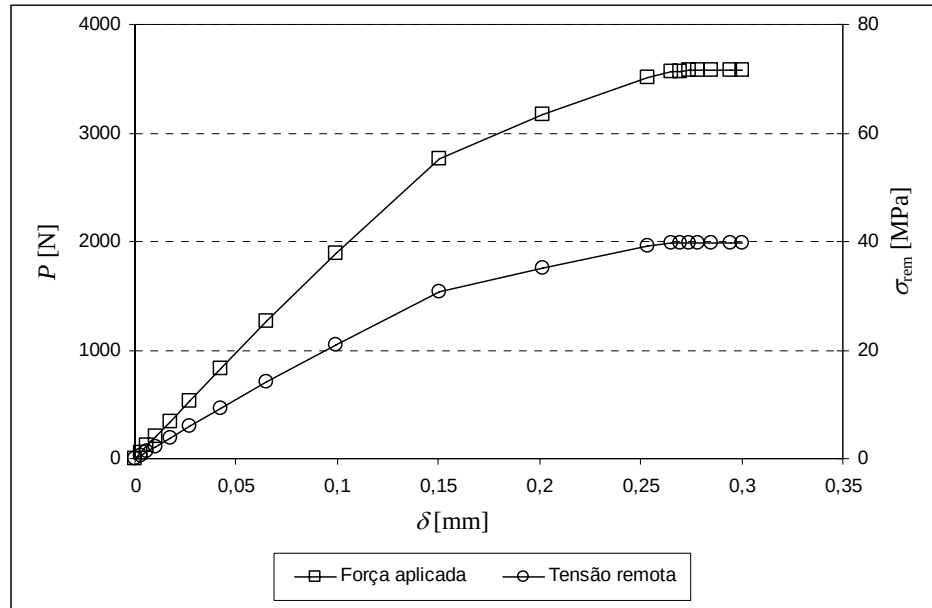


Figura 109 – Curvas $P-\delta$ e $\sigma_{rem}-\delta$ para um comprimento de sobreposição de 15 mm.

Este gráfico permite constatar que existe uma zona de domínio elástico, que se verifica até uma força de tracção de cerca de 2800 N, a partir da qual se dá a plastificação do material do adesivo até cerca dos 3600 N, onde se atinge a plastificação completa e respectiva rotura do mesmo.

5.1.1 Análise tensorial

Nas figuras seguintes são apresentadas as tensões normais segundo x (direcção de aplicação da solicitação) (Figura 110), a distribuição das tensões normais segundo x a meio da espessura do adesivo (Figura 111), as tensões normais segundo y (Figura 112), a distribuição das tensões normais segundo y a meio da espessura do adesivo (Figura 113), as tensões de corte no limiar (Figura 114) e após plastificação (Figura 115), bem como as distribuições das tensões de corte a meio da espessura do adesivo nas mesmas condições (Figura 116).

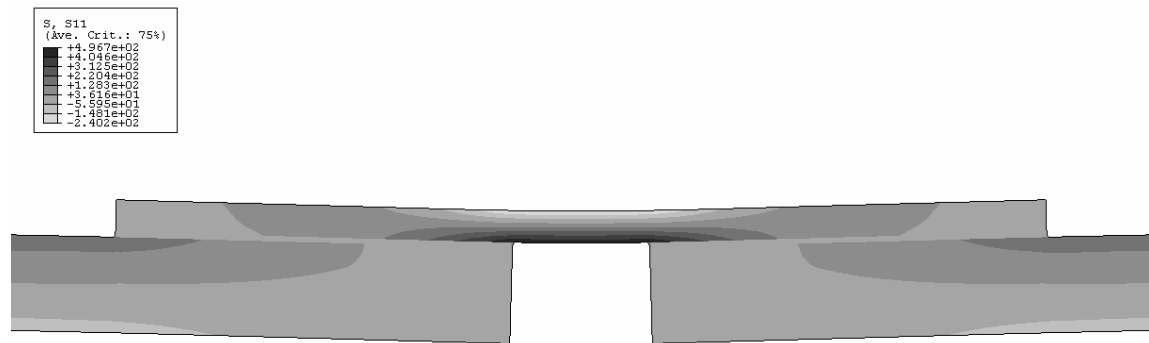


Figura 110 – Tensões normais segundo x .

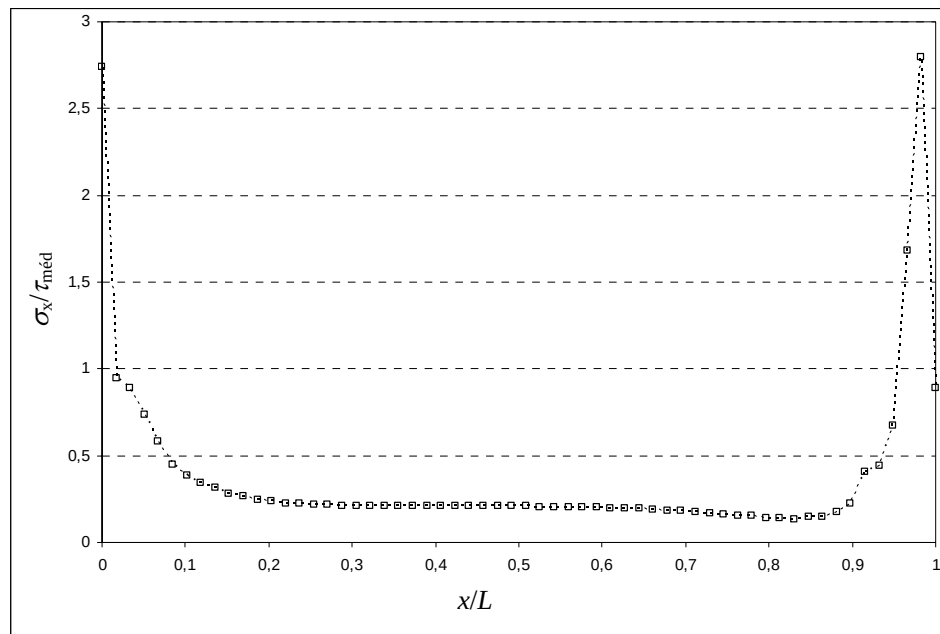


Figura 111 – Distribuição das tensões normais segundo x a meio da espessura do adesivo.

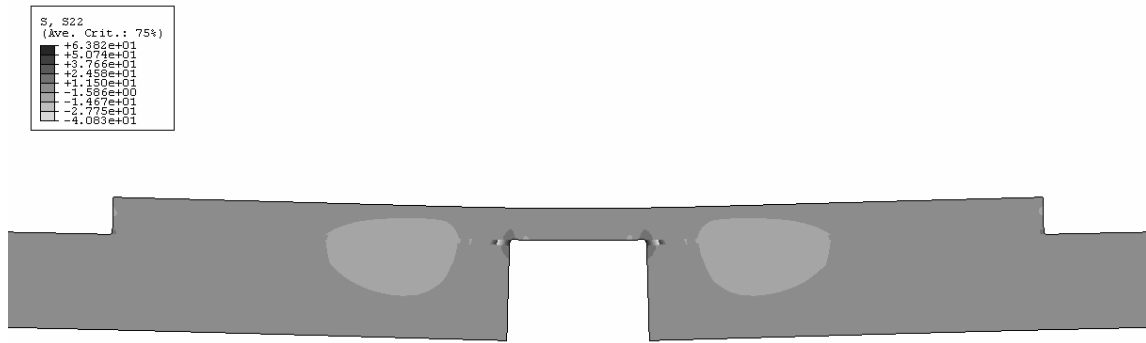


Figura 112 – Tensões normais segundo y.

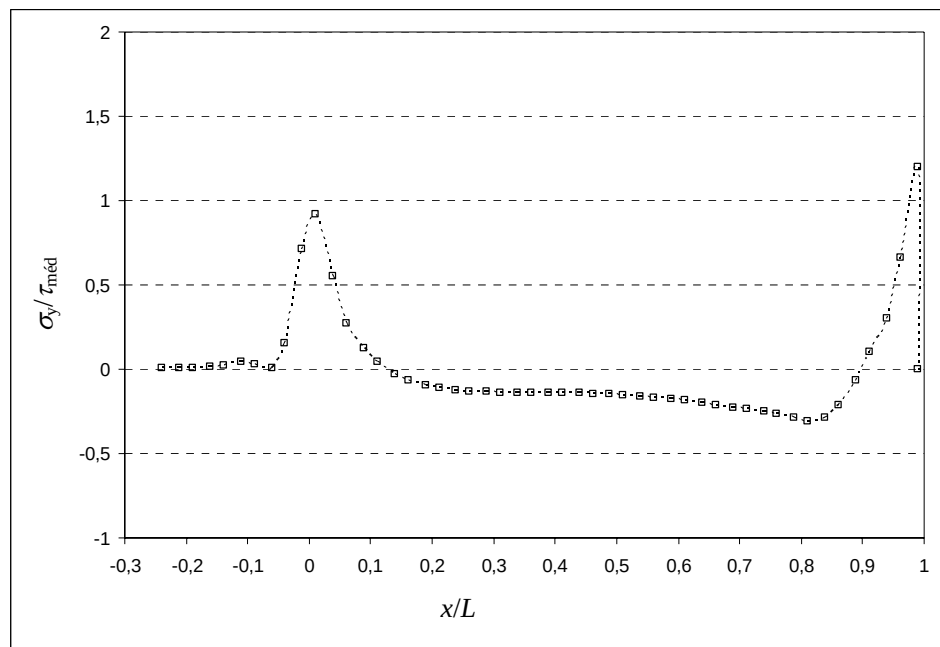


Figura 113 – Distribuição das tensões normais segundo y a meio da espessura do adesivo.

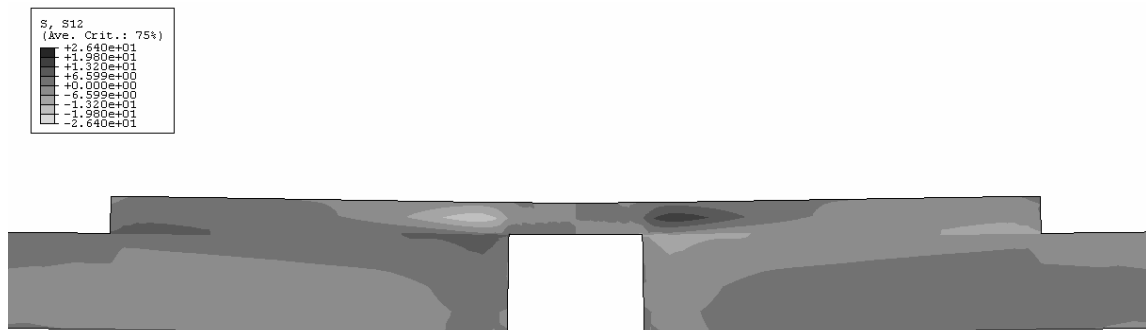


Figura 114 – Tensões de corte no início da plastificação.

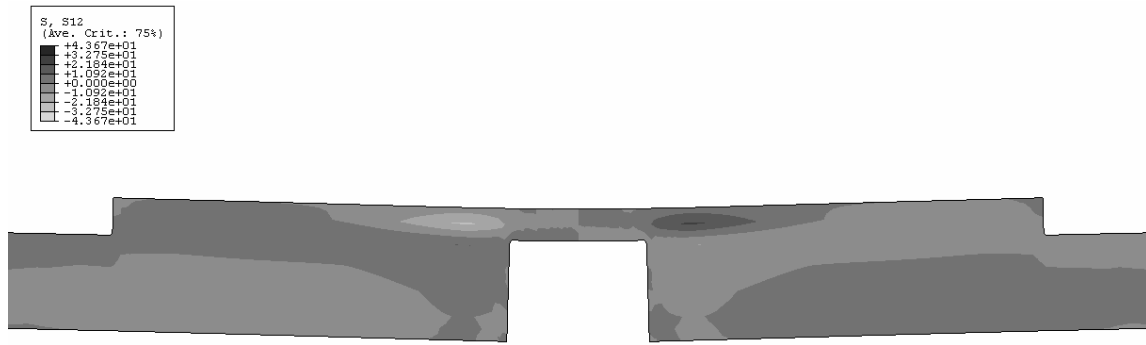


Figura 115 – Tensões de corte após plastificação.

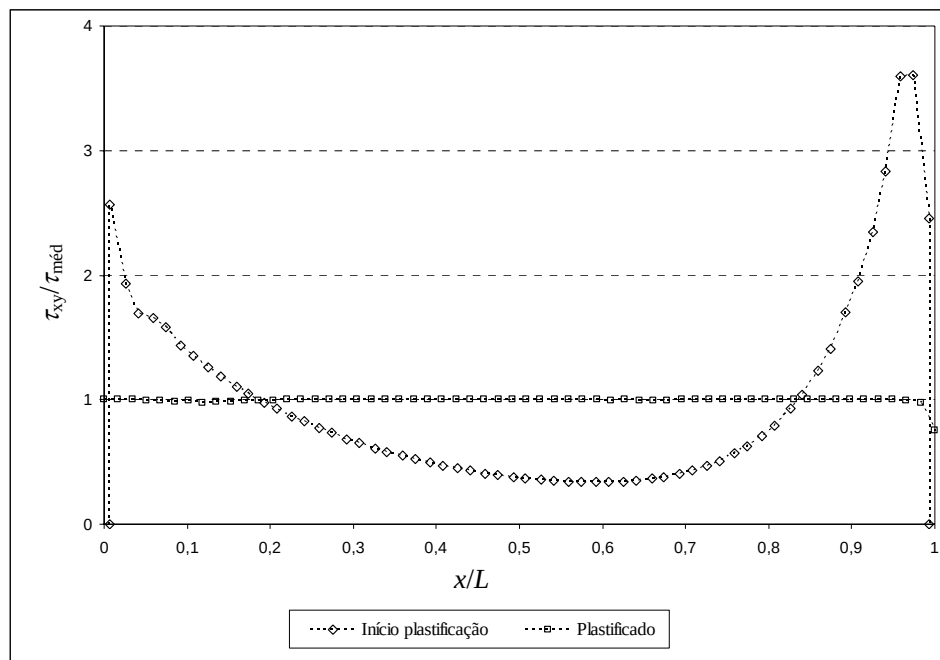


Figura 116 – Distribuição de tensões de corte a meio da espessura do adesivo no início e após plastificação.

O conjunto de figuras apresentado permite desde já retirar algumas conclusões sobre este tipo de ligação:

1. No que diz respeito às tensões normais segundo a direcção x (direcção da solicitação), como é ilustrado na Figura 110 e na Figura 111, é possível verificar que estas são máximas no remendo e que são praticamente constantes ao longo de todas as secções do remendo entre as placas esquerda e direita. Considerando qualquer uma destas secções, por hipótese a intermédia, as tensões variam desde um valor negativo de cerca de 240,2 MPa até um positivo de cerca de 496,7 MPa. Esta situação deve-se ao facto de cada uma destas secções estar sujeita a uma solicitação mista de tracção e flexão (Figura 117), onde a tensão de tracção é positiva e constante, ao passo que a de flexão é negativa acima da linha neutra e positiva abaixo desta, sempre proporcional à distância à linha neutra (desprezando o corte). A

distribuição de tensões normais segundo a direcção x no adesivo (Figura 111) evidencia dois picos pronunciados destas tensões nas extremidades do adesivo.

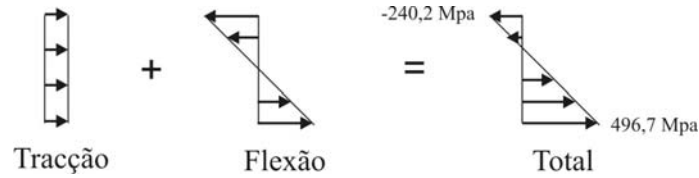


Figura 117 – Tensão resultante numa secção intermédia do remendo.

2. As tensões normais segundo y , apresentadas nas Figura 112 e Figura 113, apresentam valores máximos de tracção nas extremidades da zona de contacto entre a placa e o remendo, sendo de compressão e de magnitude inferior nos pontos intermédios. A Figura 112 permite observar qualitativamente os dois picos de tensão normal segundo y existentes nas extremidades do adesivo.
3. A Figura 114 e a Figura 115 evidenciam as tensões de corte no limiar do início da plastificação (Figura 114) e após plastificação (Figura 115). É possível verificar que esta tensão apresenta o mesmo sentido ao longo de todo o comprimento do adesivo, apresentando concentração de tensões nas extremidades do comprimento de contacto placa/remendo e sendo inferior nos pontos intermédios. A Figura 116 reporta-se à mesma situação, traçando a distribuição das tensões de corte ao longo do comprimento do adesivo para as duas situações representadas nas duas figuras anteriores, ou seja, no limiar do início da plastificação e após plastificação. No limiar da plastificação observam-se dois picos destas tensões nas extremidades do adesivo. Após o processo de plastificação do adesivo observa-se uma uniformização de tensões ao longo de todo o comprimento do adesivo.

As figuras seguintes evidenciam as distribuições de tensões normais segundo y (σ_y) e de corte (τ_{xy}) em cinco localizações distintas na junta reparada. A Figura 118 mostra as localizações referidas, sendo estas na placa entre as duas camadas mais próximas do adesivo (P1), na interface entre as placas e o adesivo (P2), na linha intermédia do adesivo (P3), na interface entre o adesivo e o remendo (P4) e no remendo entre as duas camadas mais próximas do adesivo (P5).

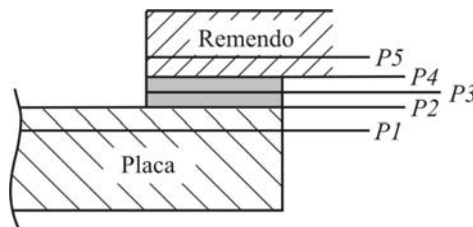


Figura 118 – Localizações para definição das distribuições de tensões σ_y e τ_{xy} .

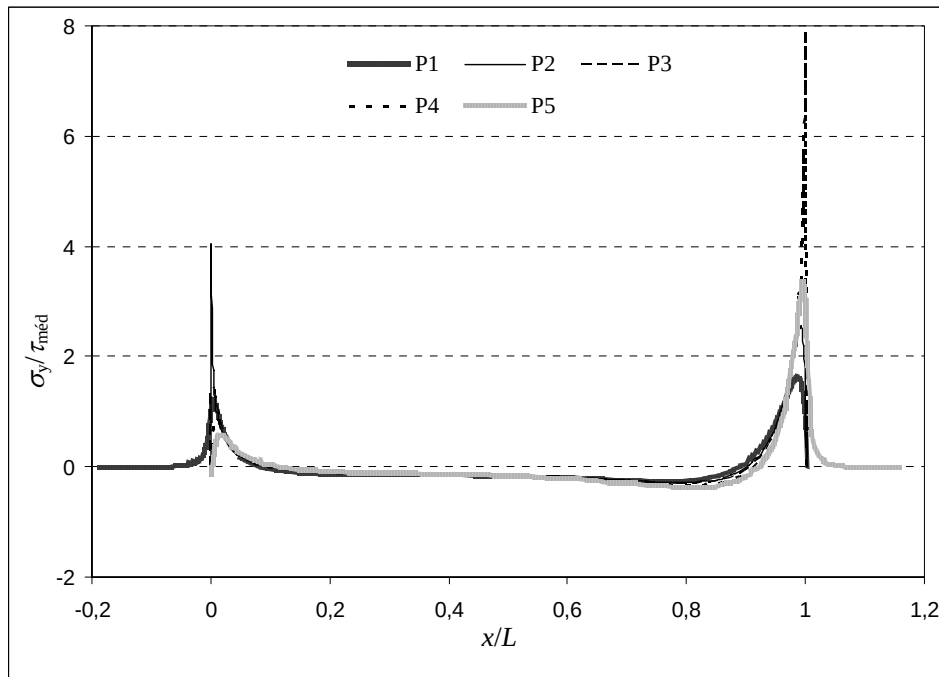


Figura 119 – Distribuições das tensões normais segundo y em diferentes localizações.

A Figura 119 mostra as distribuições de tensões normais segundo y (σ_y) normalizadas pela tensão de corte média no adesivo ($\tau_{méd}$). Em todos os casos pode-se observar que existem dois picos destas tensões nas extremidades do comprimento de sobreposição entre placas e remendo. Comparando estas distribuições de tensões, constata-se que estes picos apresentam a sua magnitude máxima nas interfaces entre placas/adesivo e adesivo/remendo. Para propriedades de resistência idênticas entre todos os planos considerados, a rotura provavelmente tem lugar nas ou próximo das interfaces acima mencionadas.

Comparando as distribuições de tensões de corte (τ_{xy}) normalizadas pela tensão de corte média do adesivo ($\tau_{méd}$), nas mesmas localizações acima mencionadas (Figura 120), observa-se igualmente dois picos nas extremidades do comprimento de sobreposição. Também nesta situação os valores mais elevados da referida tensão são superiores nas interfaces entre placas/adesivo e adesivo/remendo, reforçando a ideia já apresentada atrás relativamente à rotura da junta.

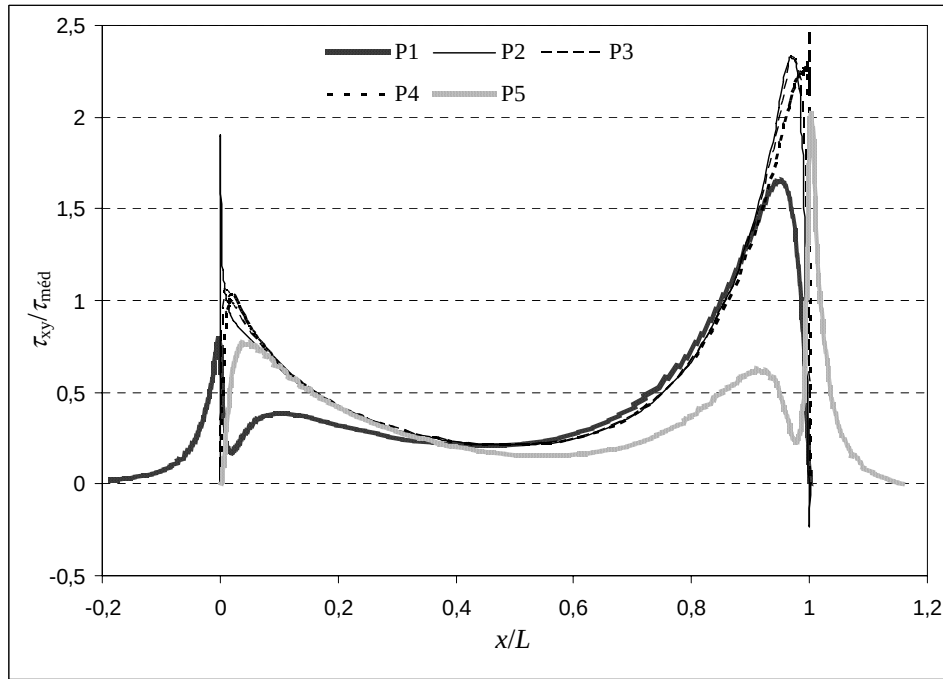


Figura 120 – Distribuições das tensões de corte em diferentes localizações.

5.1.2 Comprimento de sobreposição

De seguida é estudado o efeito da alteração do comprimento de sobreposição na junta. Para tal são considerados modelos com comprimentos de sobreposição entre os 5 e 15 mm. São apresentados os gráficos comparativos entre as três situações 5 mm, 10 mm e 15 mm, no que diz respeito à evolução da tensão remota aplicada com o deslocamento e à tensão axial máxima no remendo. As distribuições das tensões de corte, como foram apresentadas anteriormente não são mostradas, pois são exactamente iguais, o que facilmente se explica pelo facto da tensão que provoca a plastificação do adesivo ser sempre a mesma, independentemente da área de contacto.

Considerando em primeiro lugar a evolução da tensão remota aplicada com o deslocamento (Figura 121), é possível verificar que a tensão máxima aplicável para cada caso é praticamente proporcional ao comprimento de contacto, o que significa por outras palavras, proporcional à área de corte do adesivo. No entanto verifica-se que, para qualquer um dos casos, a tensão máxima aplicável até ao início da plastificação é inferior ao valor obtido multiplicando a tensão de limite elástico do adesivo pela respectiva área. Considerando por exemplo o caso de $L=15$ mm a tensão remota aplicável antes de se entrar em regime plástico é de cerca de 31 MPa (Figura 121). Considerando o limite elástico do adesivo (12,7 MPa), seria de esperar o seguinte valor para a tensão remota correspondente ao início da plastificação:

$$\sigma_{rem} = \frac{\sigma_{ced} \times L \times a}{t_p \times a} = \frac{12,7 \times 10^6 \times 0,015 \times 0,025}{0,0036 \times 0,025} = 52,9 \times 10^6 \text{ MPa} \quad (7)$$

Esta diferença deve-se ao facto da expressão anterior não considerar a concentração de tensões nas extremidades do adesivo. Este facto origina uma tensão remota real inferior pois, devido à concentração de tensões, a plastificação é atingida mais cedo. Verifica-se ainda que o deslocamento que provoca o início da plastificação e o deslocamento que conduz à rotura aumentam com o aumento do comprimento de sobreposição. Este facto é explicado pelo aumento da tensão remota aplicada necessária à plastificação e à rotura com o aumento do comprimento de sobreposição, o que por sua vez implica um aumento do deslocamento aplicado.

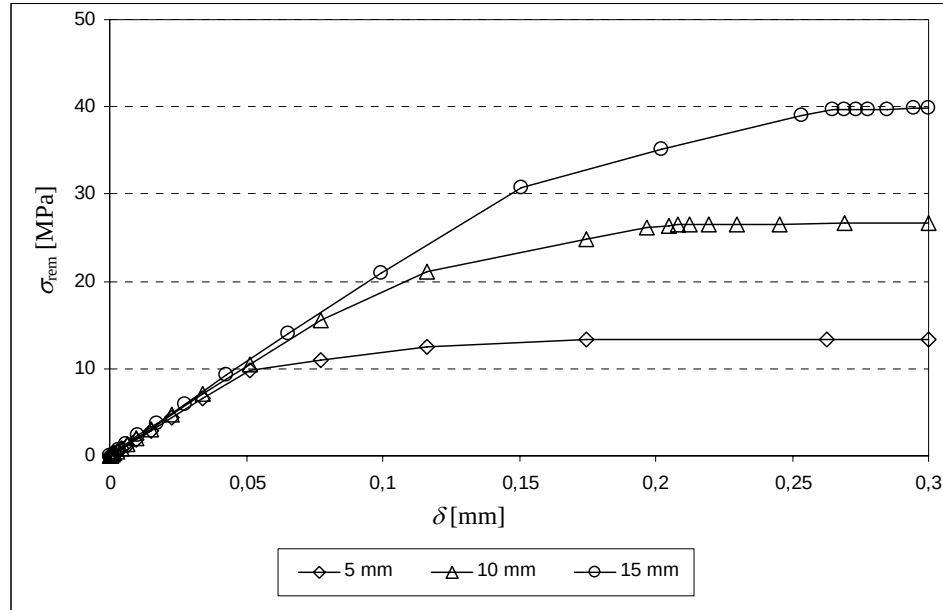


Figura 121 – Evolução da tensão remota aplicada com o deslocamento.

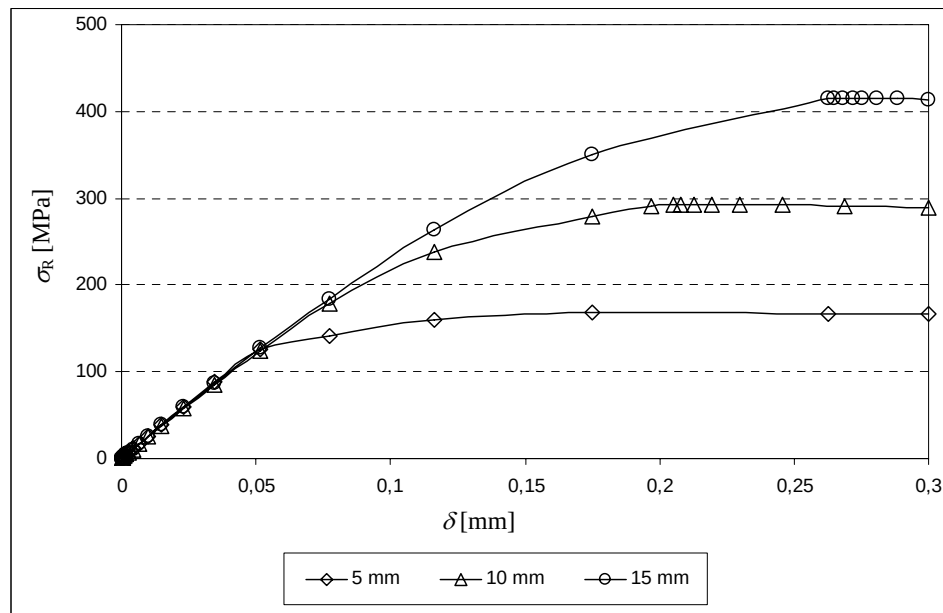


Figura 122 – Evolução da tensão normal σ_x no remendo.

Considerando a evolução da tensão normal segundo x com o deslocamento (Figura 122), para os três casos considerados, constata-se que os valores máximos para cada caso são também eles aproximadamente proporcionais ao comprimento de sobreposição, devido também à proporcionalidade da tensão remota de colapso com este último: nos pontos inferiores de uma dada secção, a tensão normal e momento são proporcionais à força transmitida e como tal este facto traduz-se numa tensão também proporcional. Pode-se definir o rendimento de uma ligação colada como sendo a razão entre a tensão remota de colapso da junta em regime elástico e a sua tensão remota de colapso caso esta fosse constituída por uma placa contínua igual às placas a ligar sem remendo:

$$\eta = \frac{\text{tensão de colapso}}{\text{tensão de colapso sem remendo}} \quad (8)$$

Tendo em conta esta definição, e considerando uma tensão de cedência na direcção das fibras de 1,3 GPa, pode-se calcular o rendimento de cada um dos modelos apresentados. O rendimento das juntas é de 1%, 2% e 3% para as juntas com valores de L de 5, 10 e 15 mm, pela ordem respectiva. Como é possível verificar, estes valores são bastante baixos. As principais razões para este facto são a reduzida resistência mecânica do adesivo utilizado e a sequência de empilhamento, que condicionam o rendimento da junta colada. Um aspecto que é importante realçar é que, mesmo que o adesivo não sofresse rotura (por hipótese) e o remendo tivesse a mesma espessura das placas, o rendimento da ligação não seria de 100%, porque o remendo está sujeito à mesma tensão axial das placas e à tensão de flexão provocada pelas forças de ligação entre as placas e o remendo, o que faria com que as tensões instaladas fossem superiores no remendo, embora a sua espessura fosse idêntica à das placas.

No entanto, a tensão de colapso elástico da junta não aumenta proporcionalmente com o valor de L , uma vez que, a partir de um certo valor de L , a zona intermédia do adesivo deixa de estar solicitada, pelo que a tensão de colapso elástico se mantém praticamente constante. Para justificação deste fenómeno, são apresentadas graficamente as distribuições das tensões de corte para nove casos distintos (comprimentos de sobreposição entre os 5 e 45 mm), em primeiro lugar em termos de tensões absolutas (Figura 123), e em segundo lugar em termos de tensão instalada/tensão média (Figura 124). Observando a Figura 123 é possível verificar que, em todos os casos, as tensões de corte são tais que se observam picos destas tensões nas duas extremidades do comprimento de sobreposição. No entanto, para valores mais reduzidos de comprimentos de sobreposição, o pico de tensões de corte junto à extremidade da placa é significativamente superior ao outro pico, ao passo que para comprimentos de sobreposição superiores os dois picos apresentam aproximadamente a mesma magnitude. Considerando também a força transmitida como sendo o produto da tensão média (valor médio de cada curva) pela área de sobreposição, é possível verificar que o aumento de força transmitida com o aumento no comprimento de sobreposição não é proporcional, devido ao aumento progressivo de uma zona central neutra, que diminui a sua contribuição para a resistência mecânica da junta à medida que aumenta o comprimento de sobreposição. Esta situação pode ser observada na Figura 125, por intermédio da tensão de colapso da junta em função do comprimento de sobreposição. Define-se colapso elástico como sendo a tensão

remota aplicada que provoca o início do processo de plastificação dos pontos do adesivo mais solicitados (nas extremidades do adesivo). Torna-se também evidente que as regiões que suportam a força aplicada vão-se concentrando nas extremidades da área de corte à medida que aumenta o comprimento de sobreposição. É também visível que o aumento de resistência é muito superior de 5 para 10 mm do que nos estágios mais avançados.

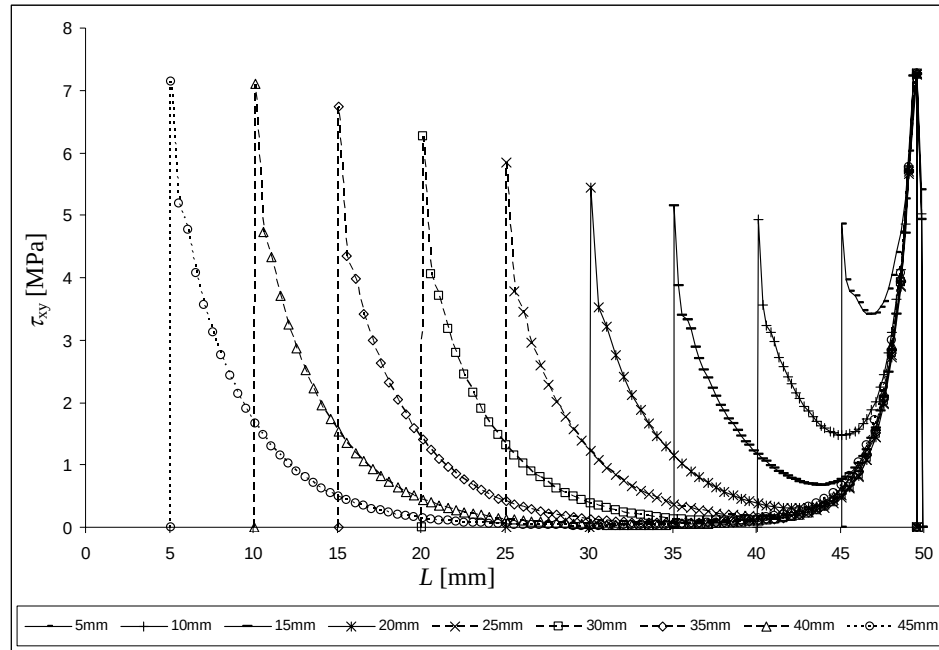


Figura 123 – Distribuição das tensões de corte no adesivo para nove comprimentos de sobreposição distintos.

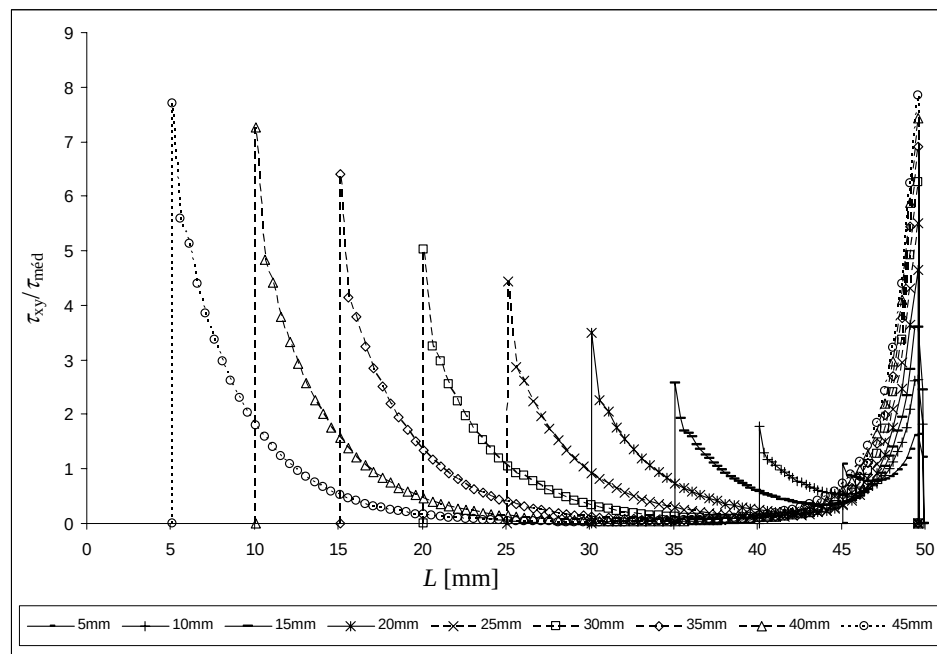


Figura 124 – Distribuição das tensões de corte no adesivo normalizadas relativamente a $\tau_{méd}$.

São apresentadas na Figura 124 as mesmas distribuições de tensões, normalizando-as pela tensão de corte média na junta. Constatase que, para um comprimento de sobreposição de 5 mm, a tensão ao longo da junta é aproximadamente igual à tensão média, aumentando a relação tensão máxima/tensão média à medida que aumenta o comprimento de sobreposição, devido ao aumento da zona neutra com o mesmo. A Figura 125 permite resumir as diferenças principais entre os casos apresentados.

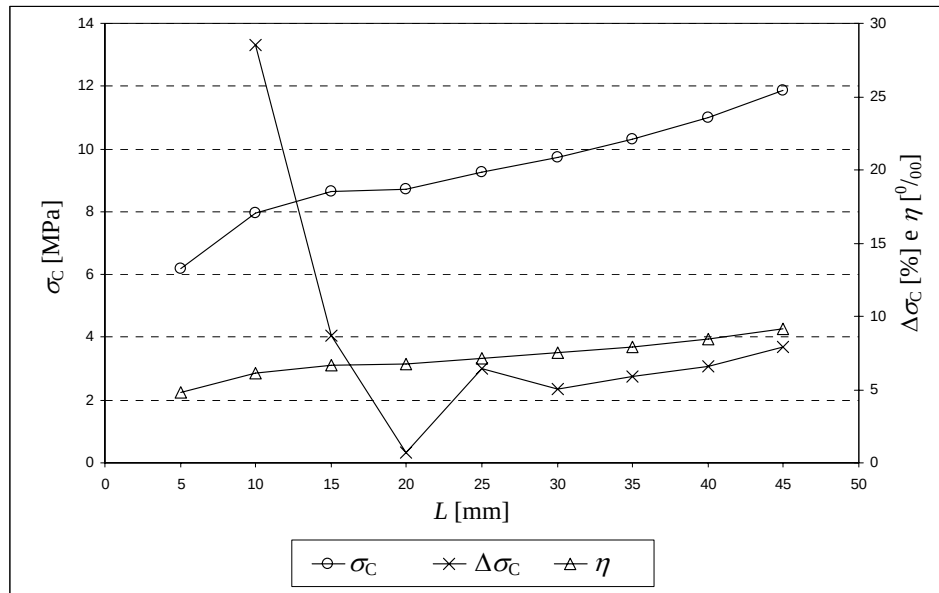


Figura 125 – Comparação entre os vários comprimentos de sobreposição (colapso elástico).

A Figura 125 representa a variação da tensão remota de colapso elástico da junta (σ_c), a variação percentual da mesma ($\Delta\sigma_c$) e o rendimento da junta (η) em função do comprimento de sobreposição. A figura evidencia a existência de um aumento não proporcional da tensão remota de colapso elástico (obtida imediatamente antes do início da plastificação no adesivo). O aumento na tensão remota de colapso é mais acentuado para os menores comprimentos de sobreposição, sendo reduzido para valores deste comprimento acima dos 15 mm. Inclusivamente, ao incrementar o comprimento de sobreposição de 15 para 20 mm o aumento percentual na tensão remota de colapso é nulo. Quando a $\Delta\sigma_c$, observa-se um aumento significativo para valores de L inferiores, diminuindo este gradiente para valores de L superiores. Inclusivamente para $L=20$ mm o aumento na resistência da junta é nulo, quando comparado com uma junta com $L=15$ mm, estabilizando para valores superiores em cerca de 3%. O rendimento da junta é bastante baixo (cerca de 1%), derivado do facto da geometria de sobreposição simples, das características do adesivo e da sequência de empilhamento das placas a ligar. A Figura 126 representa os mesmos parâmetros evidenciados na Figura 125, considerando colapso plástico. O colapso plástico representa a tensão remota aplicada que conduz à plastificação de todos os pontos do adesivo.

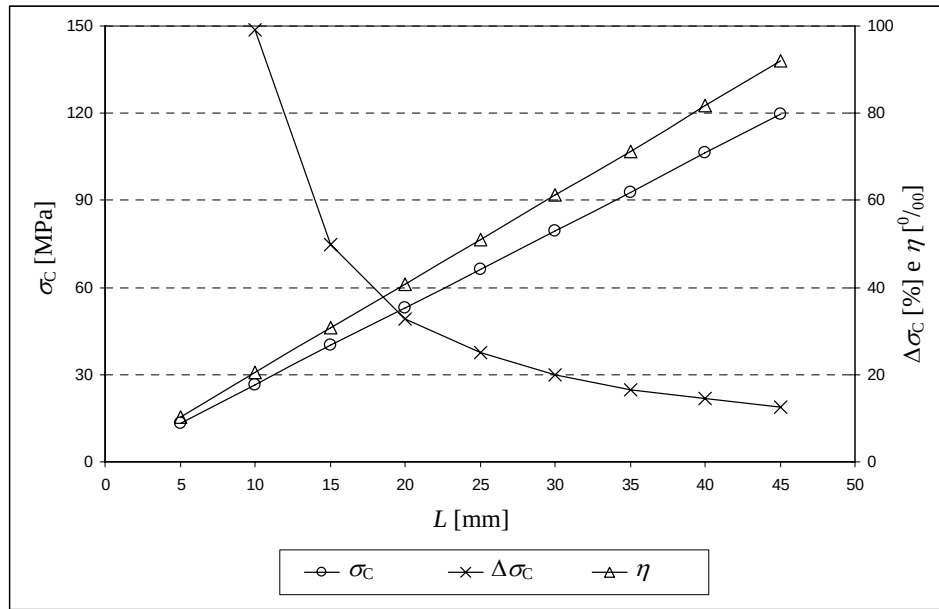


Figura 126 – Comparação entre os vários comprimentos de sobreposição (colapso plástico).

A diferença, em termos de tensão remota de colapso, quando comparando com o colapso elástico, é extremamente elevada. Observa-se também uma proporcionalidade entre σ_c e L , devido ao facto de a área resistente do adesivo também ser proporcional a L , e de após plastificação, toda essa área resistente se encontrar sujeita à tensão limite plástico do adesivo. Relativamente à diferença de σ_c para colapso elástico e plástico, esta deve-se ao fenómeno de concentração de tensões em regime elástico, observável na Figura 123 e na Figura 124. Como o colapso elástico é considerado quando os primeiros pontos do adesivo iniciam a plastificação, este facto leva valores de σ_c reduzidos devido à tensão de corte média ser reduzida.

5.1.3 Espessura do remendo

É apresentado neste capítulo o efeito da alteração da espessura do remendo na distribuição de tensões ao longo da junta colada, bem como na tensão remota de colapso. Para este efeito, são utilizadas oito espessuras de remendo distintas: 0,3 mm, 0,6 mm, 0,9 mm, 1,2 mm, 1,5 mm, 1,8 mm, 2,1 mm e 2,4 mm. Um primeiro aspecto que é desde já realçado, é que, para a mesma solicitação, o deslocamento na direcção vertical e consequentemente a flexão do remendo diminuem à medida que aumenta a espessura do remendo. Este aspecto é facilmente justificável, sabendo que a tensão remota de colapso é idêntica em todos os casos (pois o comprimento de sobreposição mantém-se constante), pelo aumento da rigidez ($E.t$) obtido pelo aumento de espessura do remendo. As figuras seguintes permitem visualizar as tensões normais segundo x para os casos em que a espessura do remendo é igual a 0,6, 1,2, 1,8 e 2,4 mm.

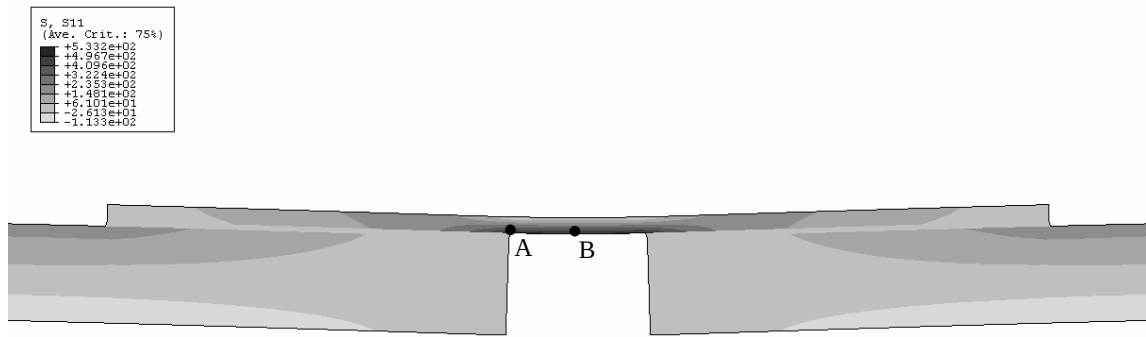


Figura 127 – Tensões normais segundo x para espessura do remendo de 0,6 mm.

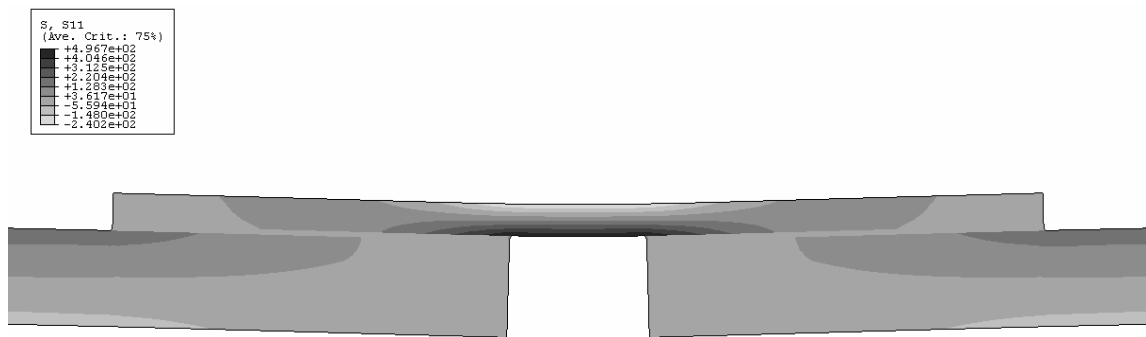


Figura 128 – Tensões normais segundo x para espessura do remendo de 1,2 mm.

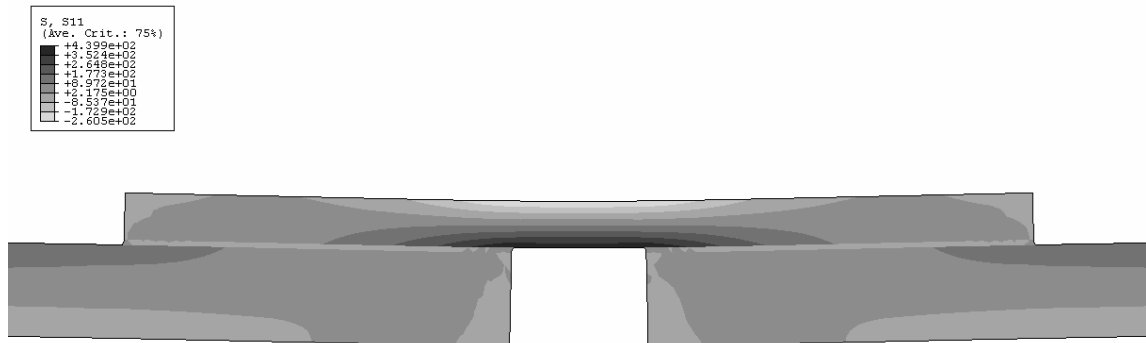


Figura 129 – Tensões normais segundo x para espessura do remendo de 1,8 mm.

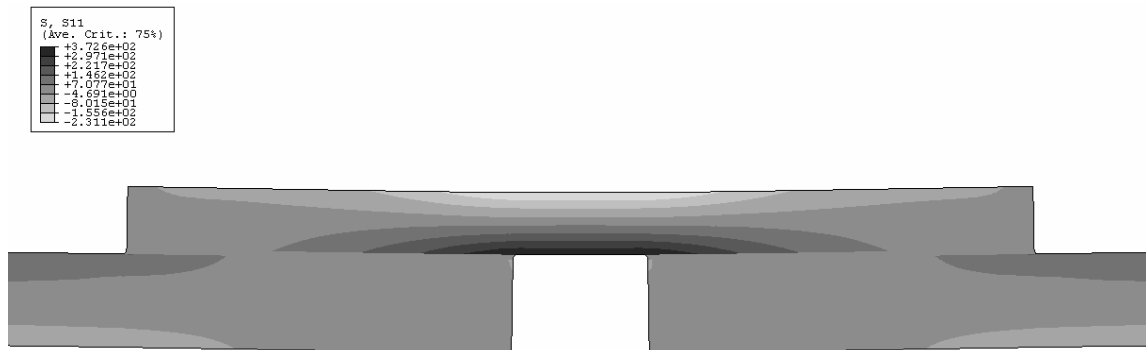


Figura 130 – Tensões normais segundo x para espessura do remendo de 2,4 mm.

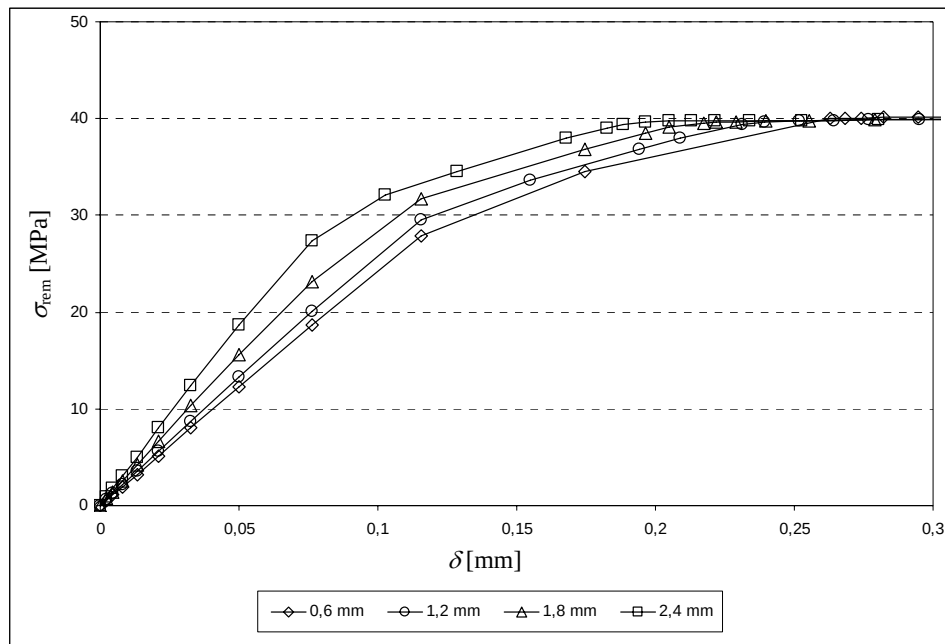


Figura 131 – Evolução da tensão remota com o deslocamento para quatro espessuras de remendo.

A Figura 131 representa a evolução da tensão remota aplicada em função do deslocamento, para os quatro valores de espessura do remendo considerados. É possível constatar que a tensão remota que provoca a rotura é a mesma, independentemente da espessura do remendo. Tal facto já era de esperar, pois a zona crítica do conjunto colado é o adesivo. Uma diferença que é possível verificar é que, para um dado valor de tensão remota aplicada, o deslocamento diminui à medida que aumenta a espessura do remendo (devido ao correspondente aumento de rigidez, definida como $E.t$).

Como passo seguinte deste estudo e a título comparativo, foram calculadas as tensões normais segundo x no remendo nos pontos A e B (Figura 127) para oito valores de espessura do remendo. Foi considerada uma tensão remota de colapso de 40 MPa (Figura 131). Verificou-se que os valores máximos de σ_x não diminuem gradualmente à medida que a espessura do remendo aumenta para o ponto A. Esta diminuição era de esperar pois a tensão remota aplicada e o momento-flector no remendo permanecem constantes, e ao aumentar-se a espessura aumenta-se a área da secção recta e o momento estático de segunda ordem da secção. A Figura 132 e a Figura 133 representam as tensões normais segundo x nos pontos A e B, respectivamente, em função do deslocamento. A Figura 134 permite sintetizar a informação contida nos dois gráficos anteriores, evidenciando a evolução de σ_x com a espessura dos remendo para os pontos A e B.

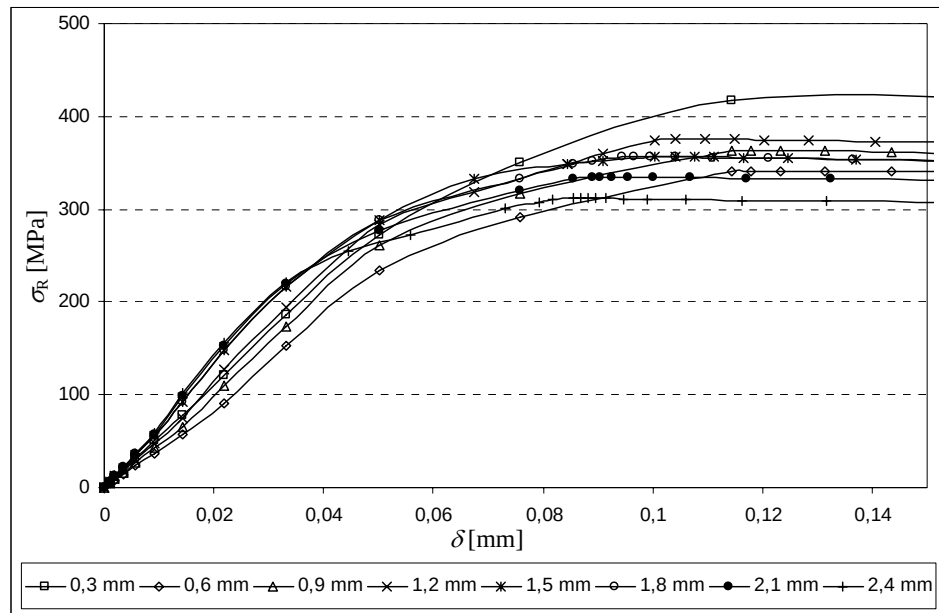


Figura 132 – Evolução das tensões normais segundo x no ponto A em função do deslocamento.

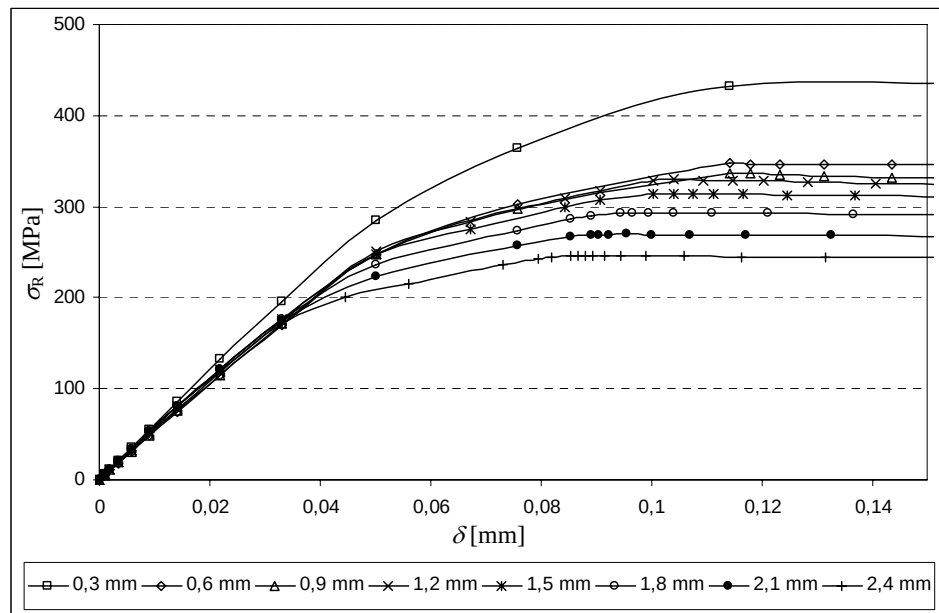


Figura 133 – Evolução das tensões normais segundo x no ponto B em função do deslocamento.

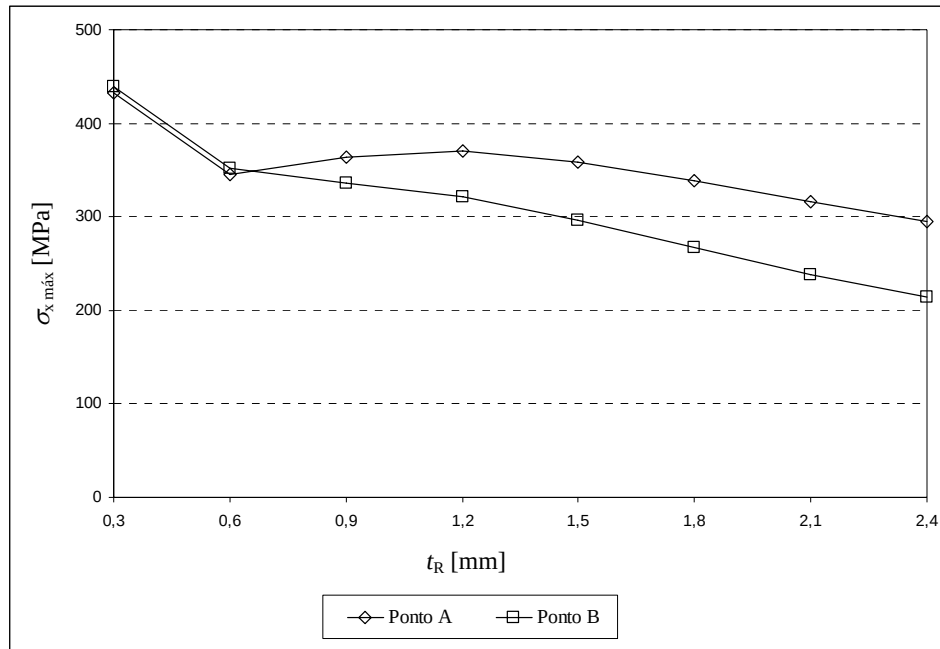


Figura 134 – Valores máximos de σ_x para os pontos A e B em função da espessura do remendo.

A análise destes gráficos permite concluir que, em primeiro lugar, no ponto B do remendo, se verifica que o aumento da rigidez do remendo provoca uma redução na tensão máxima, desde os 0,3 mm de espessura até aos 2,4 mm, diminuindo sempre ao longo das espessuras intermédias. Esta situação era de esperar pelas razões já apontadas. Por oposição, no ponto A esta situação não se verifica. De facto, a secção com maior valor de tensão é de facto a secção com 0,3 mm de espessura, mas depois verifica-se um aumento de tensão máxima de 0,6 mm para 0,9 mm e deste para 1,2 mm. Para completar este estudo, serão apresentadas as distribuições de tensões normais segundo y (Figura 135) e as tensões de corte (Figura 136), ambos para uma espessura de remendo de 2,4 mm.

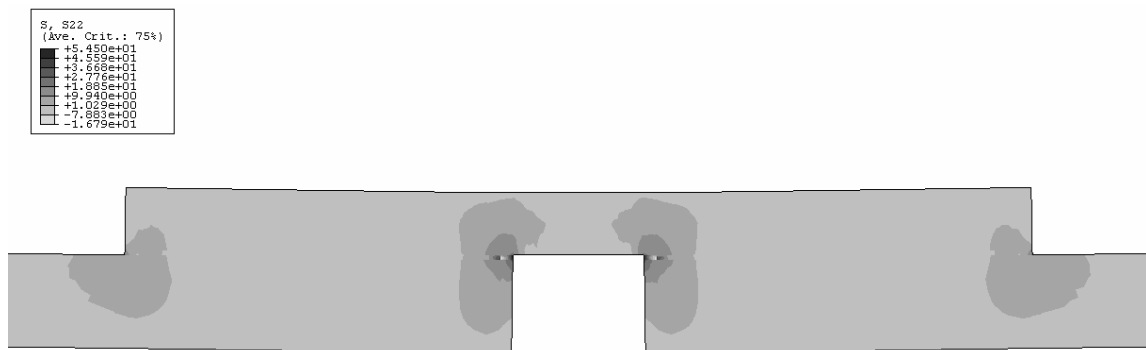


Figura 135 – Tensões normais segundo y para espessura de remendo de 2,4 mm.

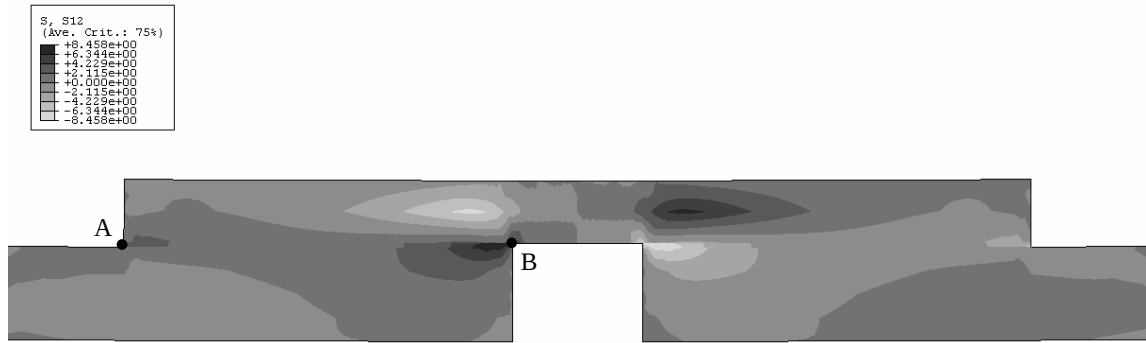


Figura 136 – Tensões de corte no início da plastificação para espessura de remendo de 2,4 mm.

Apresenta-se ainda a comparação entre os casos com espessura de 1,2 e 2,4 mm ($t_R/t_P=33$ e 67%, pela ordem respectiva) no que diz respeito às tensões normais segundo y (Figura 137) e tensões de corte no adesivo (Figura 138).

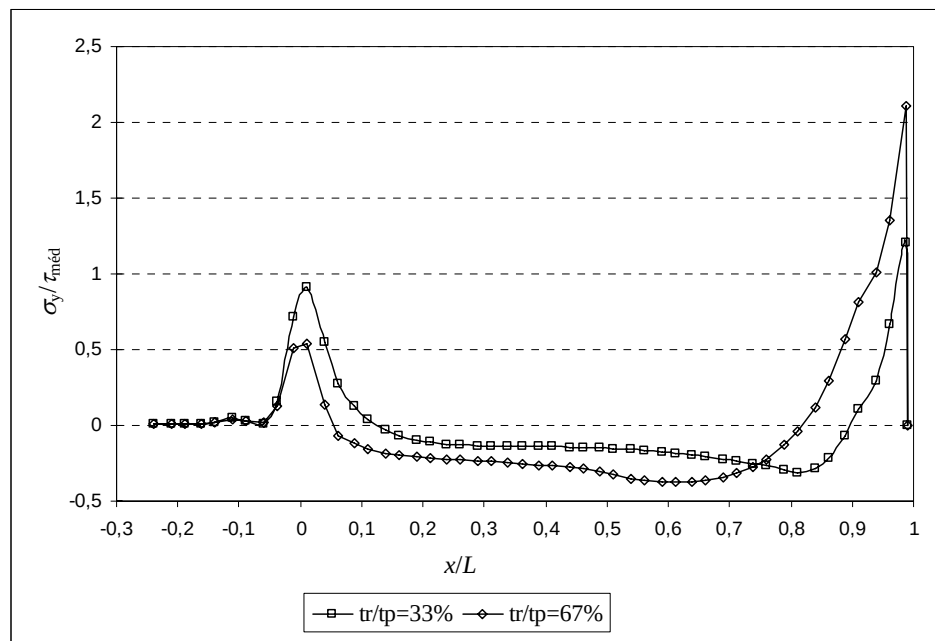


Figura 137 – Comparação das tensões normais segundo y no adesivo.

A primeira conclusão que se pode tirar desta comparação é que a distribuição das tensões normais segundo y é ligeiramente diferente: de facto, para uma espessura de remendo superior as tensões são inferiores no ponto A (Figura 136) e são superiores no ponto B (Figura 136). Este facto explica-se pela diferente deformação do remendo nos dois casos, que é obviamente superior no remendo com espessura inferior (Figura 139).

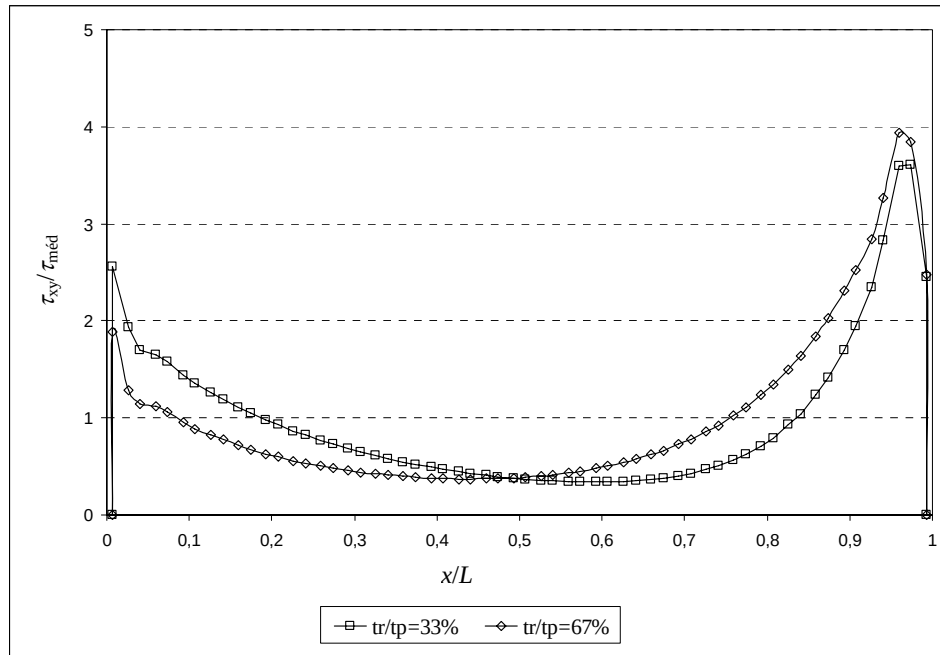


Figura 138 – Comparação das tensões de corte no adesivo.

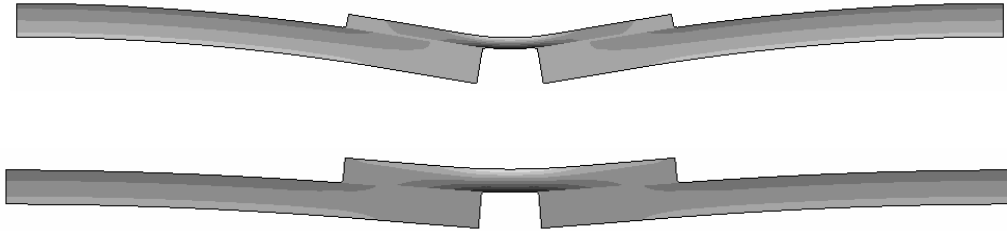


Figura 139 – Configurações deformadas.

As tensões de corte no adesivo foram obtidas no limiar do início da plastificação, sendo verificado que a distribuição destas tensões é aproximadamente idêntica em ambos os casos. No entanto, constata-se que para a espessura de 2,4 mm ($t_r/t_p=67\%$) estas tensões são inferiores no ponto A e superiores no ponto B (Figura 136). Esta situação acontece devido à superior rigidez neste caso (Figura 139).

5.1.4 Espessura do adesivo

O presente estudo tem como objectivo estudar o efeito da alteração da espessura do adesivo no comportamento da junta colada, nomeadamente na distribuição de tensões e deformações. Foram considerados os casos de espessuras de adesivo de 0,1, 0,2 e 0,3 mm. Os resultados apresentados nesta comparação são os gráficos da tensão remota aplicada e tensão normal máxima no remendo na sua secção intermédia, ambos em função do deslocamento.

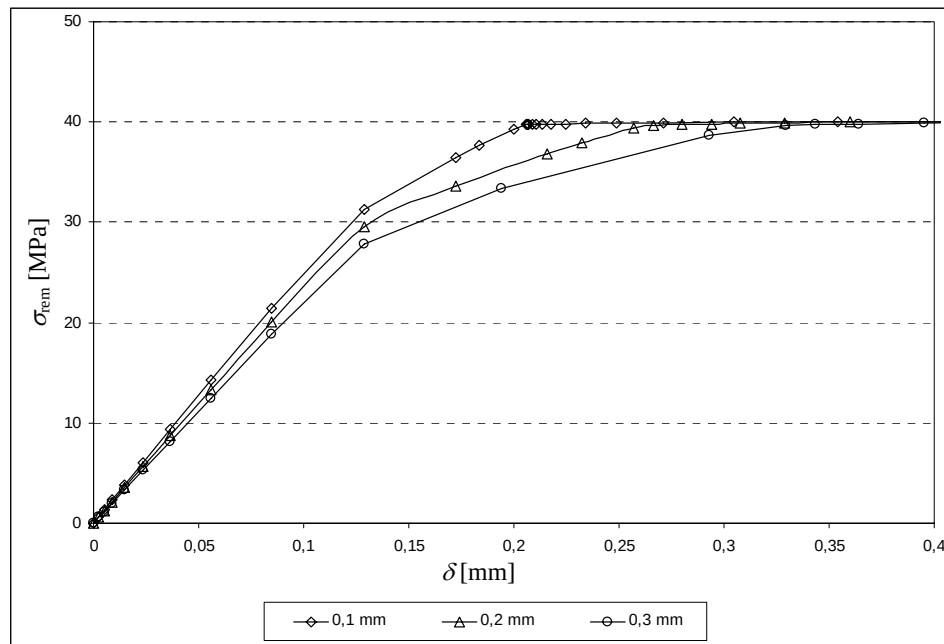


Figura 140 – Evolução da tensão remota com o deslocamento para três espessuras de adesivo.

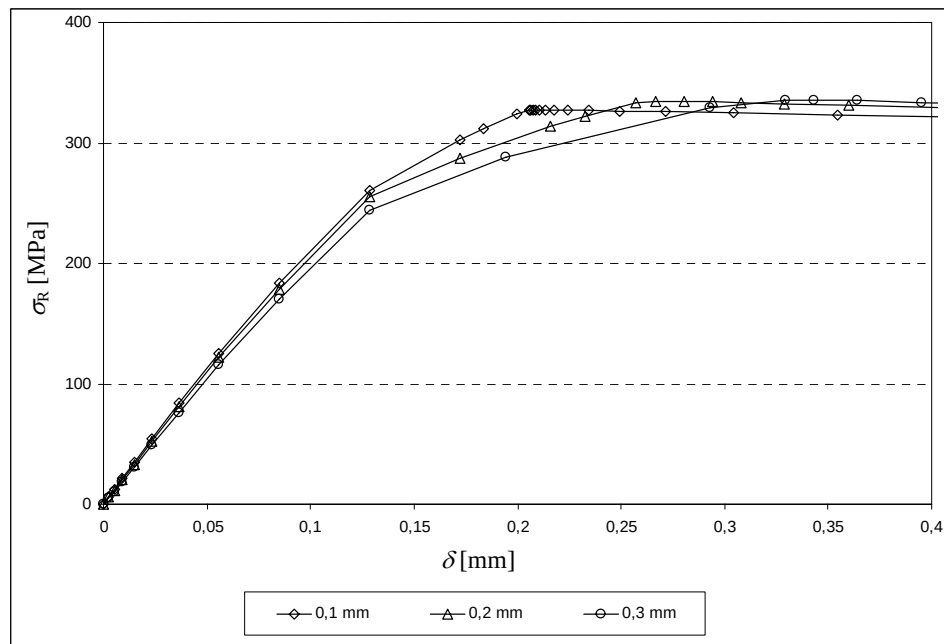


Figura 141 – Evolução da tensão normal máxima no remendo para três espessuras de adesivo.

A conclusão principal que pode ser tirada destes gráficos comparativos é que a alteração da espessura de adesivo não tem qualquer influência na resistência da junta colada, pois a tensão remota de colapso e tensões normais máximas desenvolvidas na secção intermédia do remendo são idênticas. A única diferença a notar encontra-se relacionada com o aumento de deslocamento admissível até rotura: de facto, à medida que aumenta a espessura de adesivo, aumenta proporcionalmente o deslocamento imposto que provoca a rotura da junta.

Assim, o aumento da espessura do adesivo provoca um aumento de flexibilidade da junta colada, da mesma forma que o incremento de tensão com o deslocamento é inferior para espessuras de remendo superiores. Assim, para solicitações ao conjunto colado do tipo deslocamentos impostos, o aumento da espessura do adesivo provoca um aumento na resistência da junta. Para solicitações do tipo tensão remota imposta nas extremidades, a espessura do adesivo não tem relevância. Na realidade o que se observa é que espessuras muito reduzidas não garantem a molhagem das superfícies, ao passo que espessuras muito elevadas conduzem à existência de porosidades e outros defeitos. Estes factos influenciam a resistência da junta mas não foram incluídos nos modelos numéricos desenvolvidos.

5.2 Ligação de duas placas de material compósito por sobreposição dupla

O segundo caso a ser considerado é o caso de uma placa de material compósito que sofreu um dano numa secção intermédia (por exemplo devido a microencurvadura ou impacto de baixa velocidade), tendo sido removida uma porção da mesma placa. É apresentado um estudo numérico com o objectivo de prever a resistência da mesma placa após ter sido feita uma reparação na mesma, utilizando um esquema de sobreposição dupla, ou seja, colocando um remendo em cada um dos lados da placa. O problema a considerar, bem como as dimensões características do conjunto placas e remendo, são apresentados.

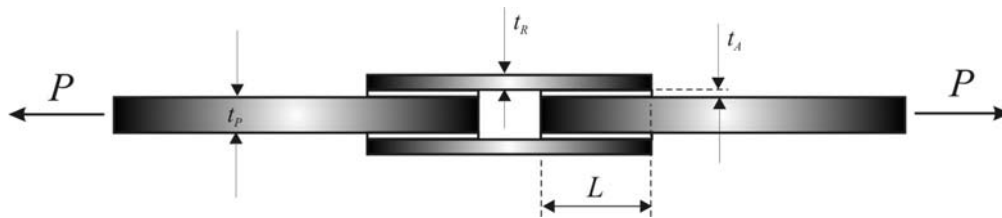


Figura 142 – Problema em estudo e respectivas dimensões características.

A notação utilizada ao longo deste trabalho, bem como respectivas propriedades dos materiais são idênticas ao caso apresentado no capítulo anterior. Os parâmetros geométricos utilizados numa primeira abordagem a este problema foram os seguintes:

$$\begin{array}{lll} L=15 \text{ mm} & t_R=1,2 \text{ mm} & t_A=0,2 \text{ mm} \\ a=25 \text{ mm} & t_p=3,6 \text{ mm} & \end{array}$$

São apresentadas, para os dados anteriormente referidos, a configuração inicial da junta (Figura 143) e a configuração deformada da junta (Figura 144). A Figura 145 mostra um detalhe da malha de elementos finitos utilizada. A Figura 146 representa as tensões normais segundo x . As figuras apresentam uma ampliação dos deslocamentos verticais de 5x.



Figura 143 – Configuração inicial da junta.



Figura 144 – Configuração deformada da junta.

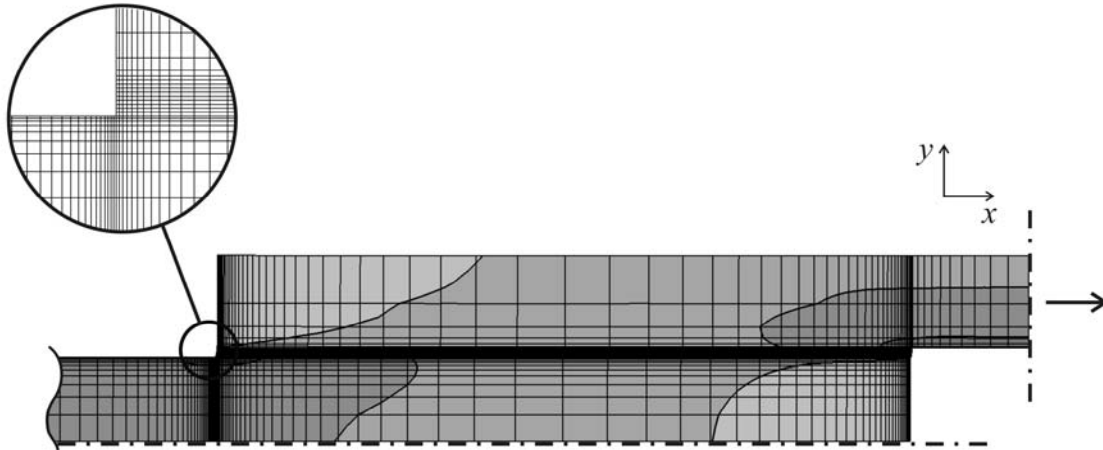


Figura 145 – Malha utilizada.

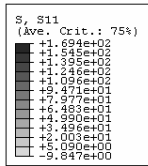


Figura 146 – Tensões normais segundo x na junta.

Observa-se que as placas já não se encontram sujeitas a um momento flector que provoque a sua flexão, pois os momentos provocados por cada uma das forças de ligação aplicadas às placas anulam-se entre si. Como resultado deste facto, as placas apenas se encontram sujeitas a um esforço de tracção. Por oposição, os remendos encontram-se sujeitos a um esforço misto de tracção e flexão, este último devido ao desvio da linha de acção das forças de ligação nos remendos e os seus centroides de secção recta (Figura 147).

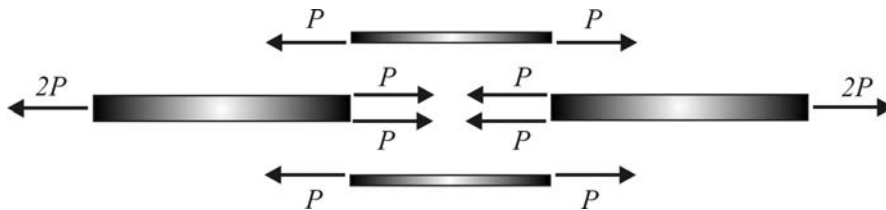


Figura 147 – Sistemas de forças que provocam flexão no remendo.

Mais uma vez a rotura tem lugar pelo adesivo, observando-se que as tensões normais segundo x não atingem os 170 MPa. Qualquer alteração que tenha como objectivo aumentar a resistência do conjunto deve passar impreterivelmente por alterações a nível do adesivo, nomeadamente de características mecânicas e dimensões da área resistente. São apresentadas na Figura 148 as curvas P - δ e σ_{rem} - δ para o caso em estudo.

A Figura 148 permite constatar que existe uma zona de domínio elástico, que se verifica até uma força de tracção de cerca de 5000 N ou tensão remota aplicada de cerca de 56 MPa, a partir da qual se dá o início da plastificação do adesivo até cerca de uma força de tracção de 7200 N ou tensão remota aplicada de 80 MPa, onde se atinge a plastificação completa e respectiva rotura do mesmo.

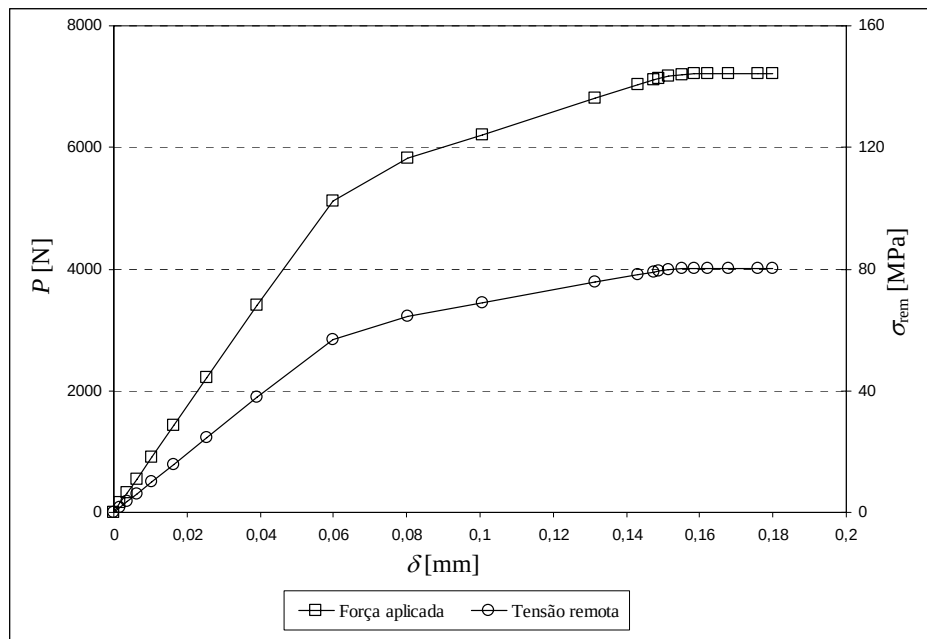


Figura 148 – Curvas P - δ e σ - δ para um comprimento de sobreposição de 15 mm.

5.2.1 Análise tensorial

Nas figuras seguintes são apresentadas as tensões normais segundo x (Figura 149), a distribuição das tensões normais segundo x a meio da espessura do adesivo (Figura 150), as tensões normais segundo y (Figura 151), a distribuição das tensões normais segundo y a meio da espessura do adesivo (Figura 152), as tensões de corte no limiar (Figura 153) e após plastificação (Figura 154), bem como as distribuições das tensões de corte a meio da espessura do adesivo nas mesmas condições (Figura 155).

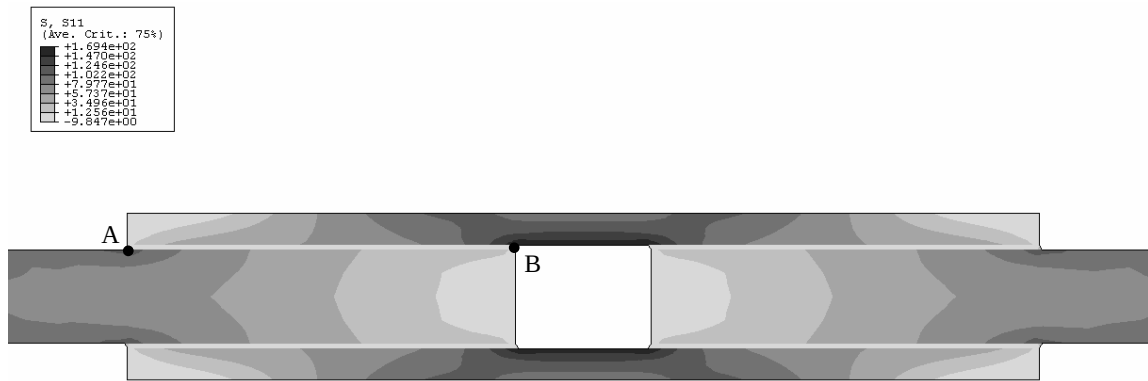


Figura 149 – Tensões normais segundo x.

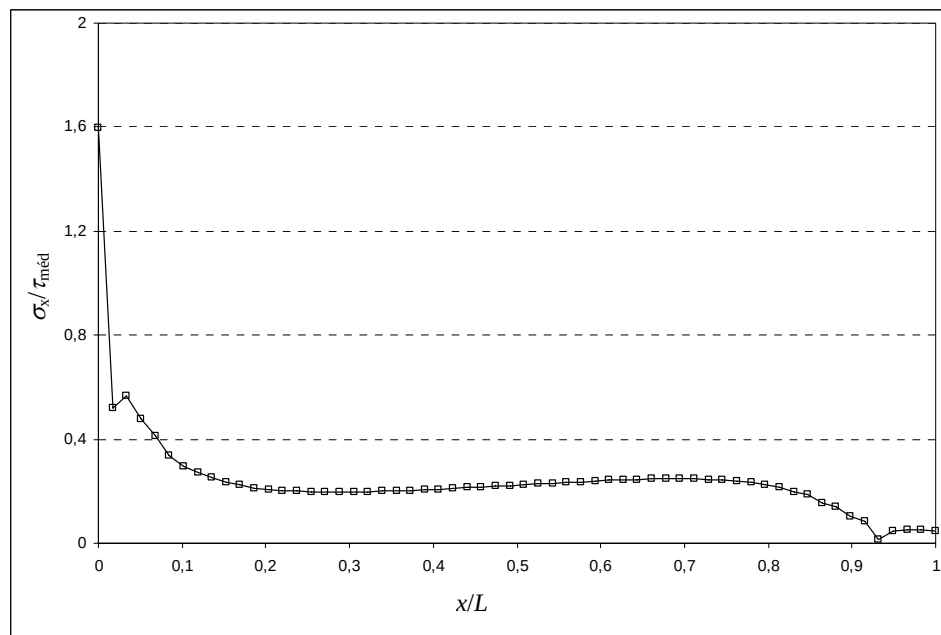


Figura 150 – Distribuição das tensões normais segundo x a meio da espessura do adesivo.

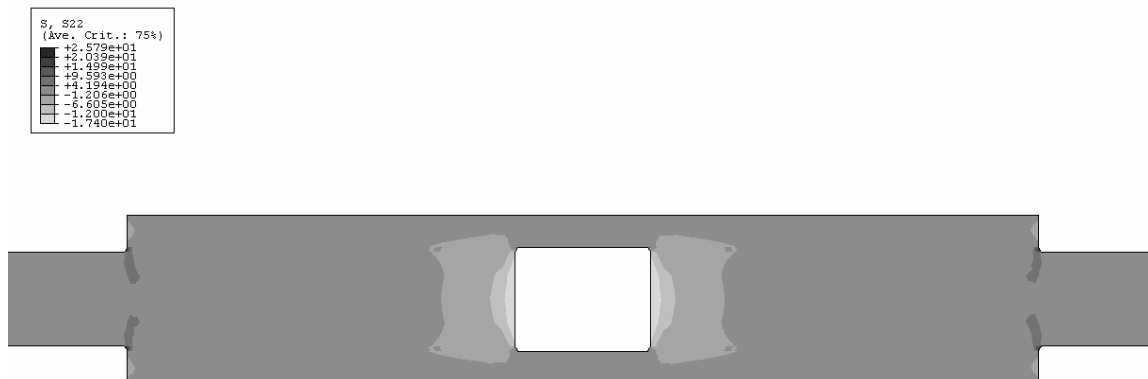


Figura 151 – Tensões normais segundo y.

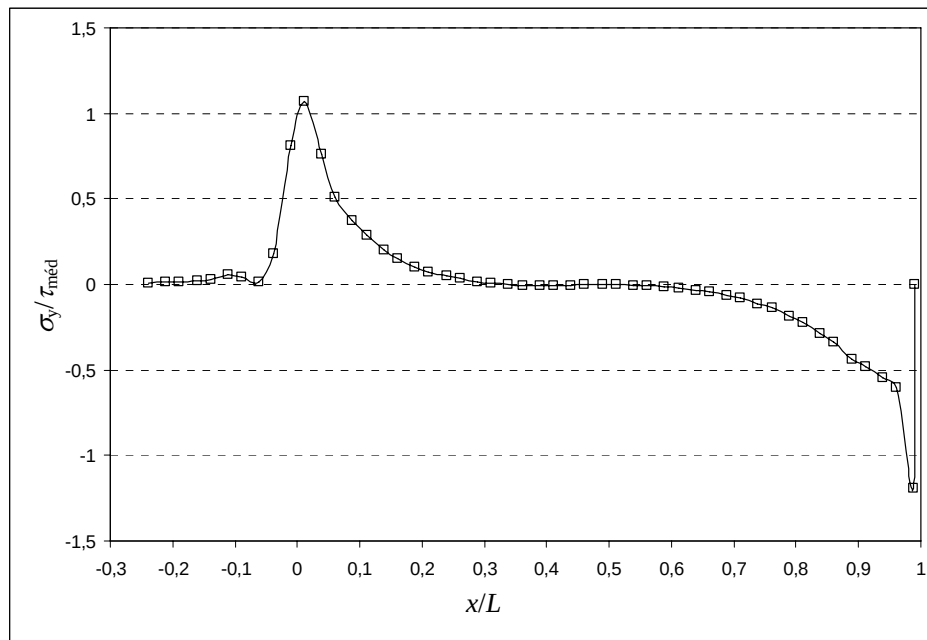


Figura 152 – Distribuição das tensões normais segundo y a meio da espessura do adesivo.

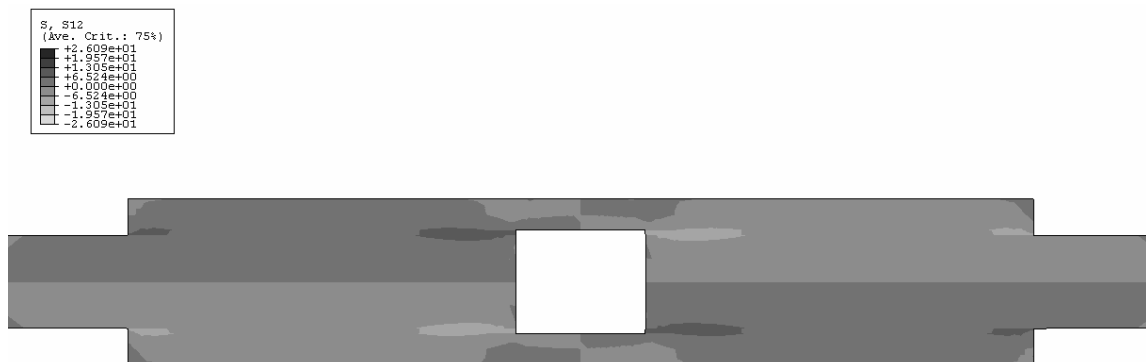


Figura 153 – Tensões de corte no início da plastificação.

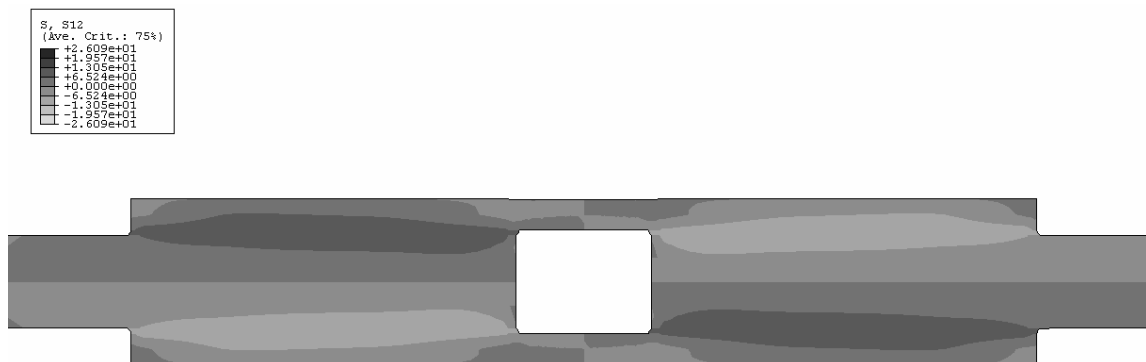


Figura 154 – Tensões de corte após plastificação.

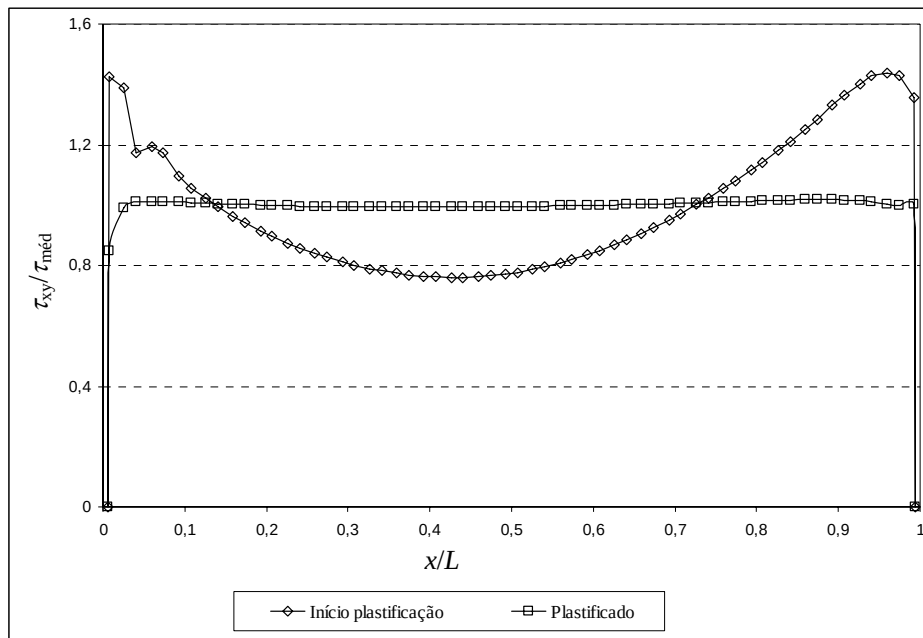


Figura 155 – Distribuição das tensões de corte a meio do adesivo.

O conjunto de figuras apresentado no presente capítulo permite desde já retirar algumas conclusões sobre este tipo de ligação. Posteriormente irá ser feito um estudo variando alguns parâmetros, como por exemplo o comprimento de sobreposição, a espessura do remendo e adesivo, entre outros. As conclusões desde já tiradas são as seguintes:

1. No que diz respeito às tensões normais segundo a direcção x , como é ilustrado na Figura 149 e na Figura 150, é possível verificar que estas são máximas no remendo e que são praticamente constantes na região do remendo compreendida entre as placas esquerda e direita ($50 < x < 55$ mm). Mais uma vez, tal como no modelo em sobreposição simples, se observa que a distribuição de tensões ao longo da linha de simetria do remendo é a soma de uma parcela de tracção com uma de flexão (desprezando o corte), devido ao facto da força de contacto entre os remendos e as placas ser excêntrica (Figura 147). No entanto, toda a secção se encontra sujeita a um esforço de tracção, devido ao facto da flexão do remendo ser minimizada pela simetria do conjunto. Observando a distribuição de tensões normais segundo x a meio da espessura do adesivo (Figura 150), constata-se a existência de um pico de tracção destas tensões no ponto A do adesivo (Figura 149).
2. As tensões normais segundo y , contabilizadas na Figura 151 e na Figura 152, apresentam valores máximos nas extremidades do adesivo, sendo estas de tracção no ponto A (Figura 154) e de compressão no ponto B (Figura 154). Este facto reduz o risco de delaminação entre camadas das placas e remendos existente nas juntas de sobreposição simples. A Figura 151 evidencia qualitativamente os dois picos de tensão verificados nas extremidades do adesivo.

3. A Figura 153 e a Figura 154 evidenciam as tensões de corte a meio do adesivo no limiar do início da plastificação e após plastificação, respectivamente. É possível verificar que esta tensão apresenta o mesmo sentido ao longo de todo o comprimento do adesivo, apresentando concentração de tensões nas extremidades do comprimento de contacto placa/remendo e sendo inferior nos pontos intermédios. A Figura 155 apresenta a distribuição das tensões de corte ao longo do adesivo para as duas situações representadas nas duas figuras anteriores, ou seja, no limiar do início da plastificação e após plastificação. No limiar da plastificação observam-se dois picos destas tensões nas extremidades do adesivo. Após o processo de plastificação do adesivo observa-se uma uniformização de tensões ao longo de todo o comprimento do adesivo.

As figuras seguintes evidenciam as distribuições de tensões normais segundo y (σ_y) e de corte (τ_{xy}) em cinco localizações distintas na junta reparada. As localizações das distribuições de tensões traçadas são representadas na Figura 156, sendo idênticas às consideradas para sobreposição simples. A Figura 156 mostra as distribuições de tensões normais segundo y (σ_y) normalizadas pela tensão de corte média no adesivo ($\tau_{méd}$). Em todos os casos pode ser observado que existem dois picos destas tensões nas extremidades do comprimento de sobreposição entre placas e remendo. Comparando estas distribuições de tensões, observa-se que estes picos apresentam a sua magnitude máxima nas interfaces entre placas/adesivo e adesivo/remendo, sendo ambos de tracção. Para propriedades idênticas entre todas estas regiões, a rotura provavelmente tem lugar nas ou próximo das interfaces acima mencionadas.

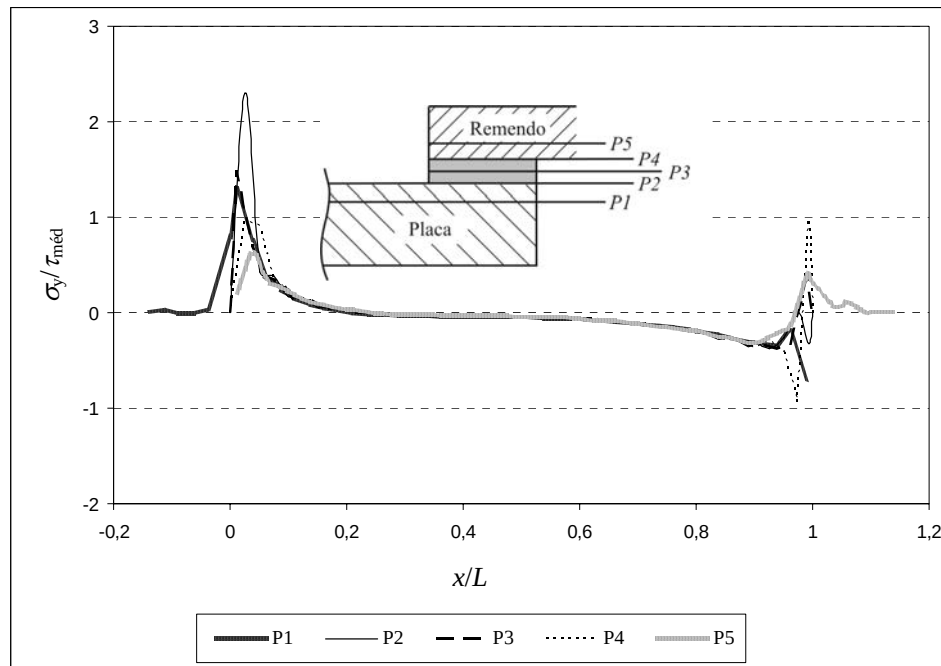


Figura 156 – Distribuições das tensões normais segundo y em diferentes localizações.

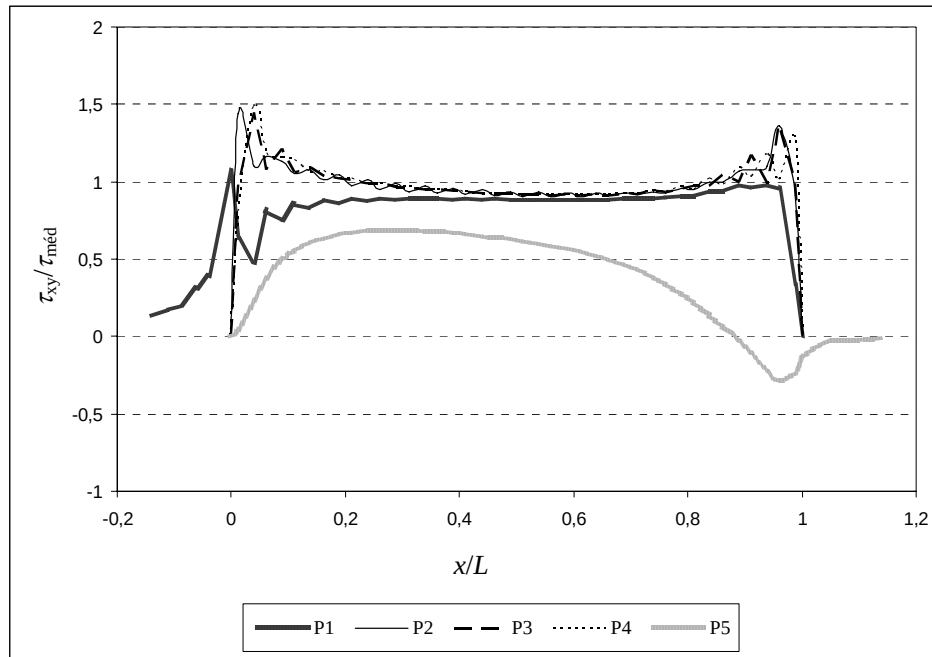


Figura 157 – Distribuições das tensões de corte em diferentes localizações.

Comparando as distribuições de tensões de corte (τ_{xy}) normalizadas pela tensão de corte média do adesivo ($\tau_{méd}$) (Figura 157), nas mesmas localizações acima mencionadas, observa-se igualmente dois picos nas extremidades do comprimento de sobreposição. Também nesta situação os valores mais elevados da referida tensão são superiores nas interfaces entre placas/adesivo e adesivo/remendo, reforçando a ideia já apresentada atrás relativamente à rotura da junta.

5.2.2 Comprimento de sobreposição

Com o objectivo de estudar o efeito da alteração do comprimento de sobreposição do remendo no campo de tensões gerado ao longo da junta colada, foram considerados vários casos com comprimentos de sobreposição distintos. São considerados comprimentos de sobreposição entre 5 e 45 mm, com intervalos de 5 mm.

Este estudo foca o campo de tensões de corte para cada um dos comprimentos de sobreposição referidos, bem como a tensão remota de colapso em cada caso. Como já foi visto, a rotura neste tipo de juntas coladas dá-se pelo adesivo, pelo que a tensão remota de colapso estará intimamente ligada ao comprimento de sobreposição. Assim, será comparada a tensão remota de colapso para cada um dos casos, bem como o rendimento das juntas coladas. Para a determinação do campo de tensões de corte foi considerado o limiar do início da plastificação do adesivo nos pontos mais solicitados. São apresentados os campos de tensões de corte no incremento referido para comprimentos de sobreposição de 5, 10 e 15 mm.

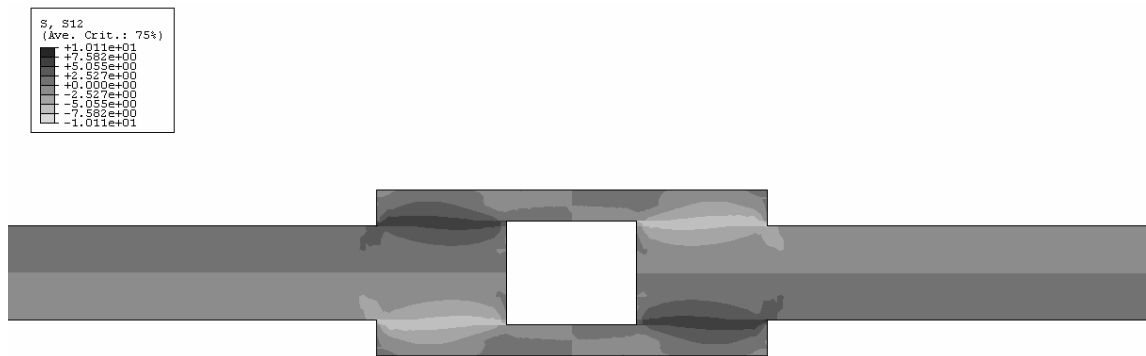


Figura 158 – Tensões de corte para um comprimento de sobreposição de 5 mm.

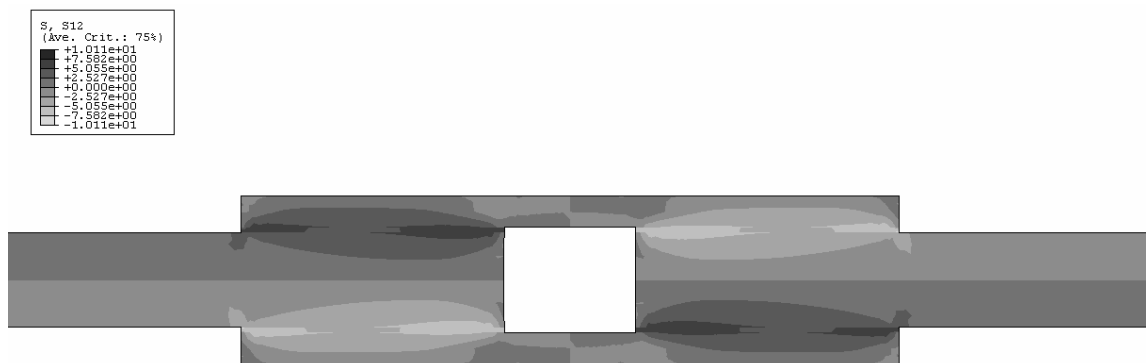


Figura 159 – Tensões de corte para um comprimento de sobreposição de 10 mm.

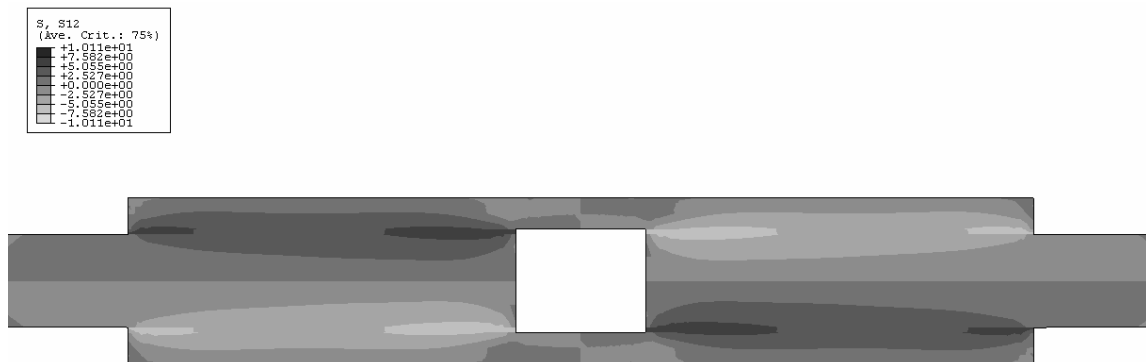


Figura 160 – Tensões de corte para um comprimento de sobreposição de 15 mm.

O primeiro aspecto que é possível verificar é que, no início da plastificação, as tensões de corte são aproximadamente constantes ao longo do adesivo para o primeiro caso. Para os dois casos seguintes, verifica-se concentração de tensões de corte nas extremidades. Apresentam-se de seguida as distribuições das tensões de corte para os nove casos descritos no início deste capítulo, em primeiro lugar em termos de tensões absolutas (Figura 161), e em segundo lugar em termos de tensão instalada/tensão média (Figura 162).

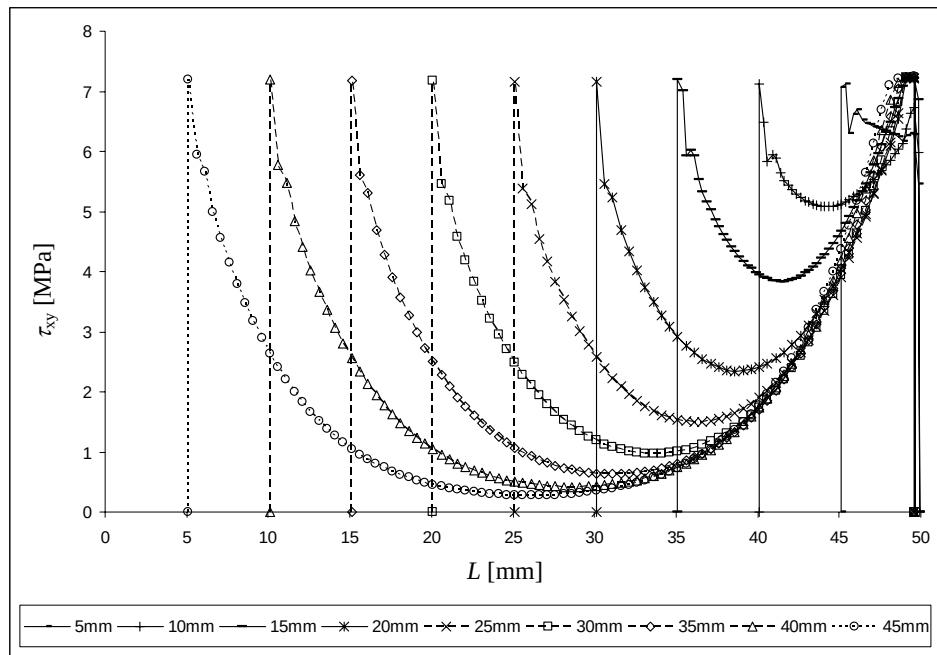


Figura 161 – Distribuição das tensões de corte no adesivo para nove comprimentos de sobreposição distintos.

Analisando a Figura 161 é possível verificar que, para o caso de 5 mm de comprimento de sobreposição, as tensões de corte são aproximadamente constantes, embora com um ligeiro pico numa das extremidades, ao passo que para os restantes casos a distribuição de tensões é tal que apresenta os seus valores máximos nas extremidades de contacto, sendo inferior na zona intermédia.

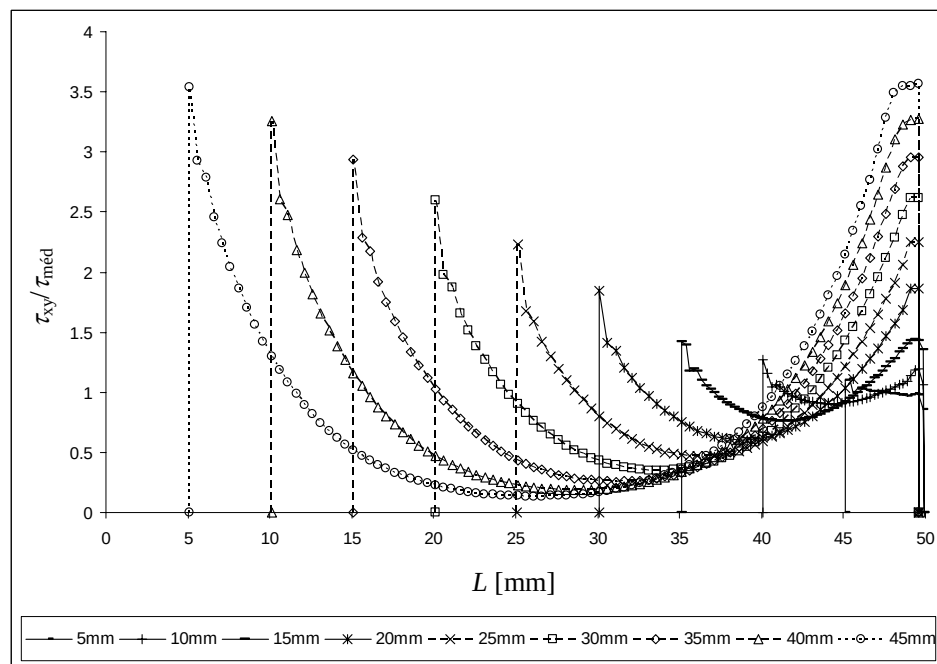


Figura 162 – Distribuição das tensões de corte no adesivo, normalizadas relativamente a $\tau_{méd}$.

Da Figura 162 constata-se que para um comprimento de sobreposição de 5 mm a tensão é praticamente constante e igual à tensão média, aumentando a relação tensão máxima/tensão média à medida que aumenta o comprimento de sobreposição, devido ao aumento da zona neutra com o mesmo. Para um comprimento de sobreposição de 45 mm, a relação referida atinge o valor de 3,5. A Figura 163 permite resumir as diferenças principais entre os casos apresentados.

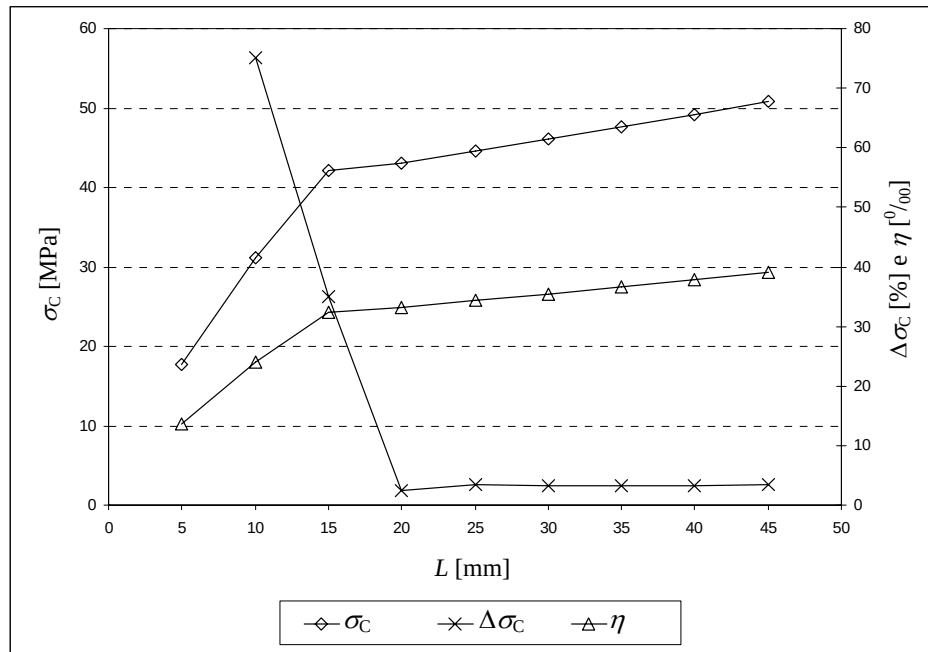


Figura 163 – Variação de σ_c , $\Delta\sigma_c$ e η em função do comprimento de sobreposição.

A Figura 163 mostra a tensão remota de colapso (σ_c), o aumento percentual da tensão remota de colapso relativamente ao valor de L imediatamente inferior ($\Delta\sigma_c$), e o rendimento da junta (η), todos em função do comprimento de sobreposição.

Comentando em primeiro lugar a curva correspondente à tensão remota de colapso, é possível verificar o seu aumento significativo com o aumento do comprimento de sobreposição até $L=15$ mm. A partir desse valor, o aumento do comprimento de sobreposição apresenta uma influência menor. Além disso, verifica-se que a partir do comprimento de sobreposição de 15 mm, o aumento da tensão remota de colapso por aumentos sucessivos no comprimento de sobreposição de 5 mm estabiliza em 3%. Este estudo prova que a partir de um comprimento de sobreposição de 15 mm é praticamente inútil aumentar este mesmo valor pois este não se reflecte num aumento significativo de resistência da junta, traduzindo-se este aumento num desperdício de material e aumento de peso do componente. Este facto é justificado pelo aspecto já discutido anteriormente ao ser comentada a Figura 162, onde se verificou o aparecimento de uma zona central neutra que não era solicitada, resultando apenas num desperdício de material. Considerando também a força transmitida como sendo o produto da tensão média (valor médio de cada curva) pela área de corte (x2 devido à sobreposição dupla) constata-se que o aumento de força transmitida com o aumento no comprimento de sobreposição não é

proporcional, devido ao aumento progressivo de uma zona central neutra, que diminui a sua contribuição para a resistência mecânica da junta à medida que aumenta o comprimento de sobreposição. Torna-se também evidente que as regiões que suportam a força aplicada vão-se concentrando nas extremidades da área de corte à medida que aumenta o comprimento de sobreposição. O rendimento da junta é extremamente reduzido, apresentando no caso limite um valor de cerca de 4%, sendo este facto justificado pela zona crítica da junta, que se verificou ser a zona do adesivo. De facto, as tensões normais segundo x máximas instaladas no remendo são bastante inferiores ao valor considerado como limite (1300 MPa).

As figuras seguintes representam uma análise semelhante, mas admitindo plasticidade, ou seja, considerando que o colapso da junta colada se verifica quando todos os pontos correspondentes ao adesivo já se encontram em regime plástico. A Figura 164 permite comparar os processos de plastificação no adesivo para juntas com sobreposição de 15 mm e 45 mm, desde o limiar do início da plastificação (curvas apresentadas na Figura 162), incrementando em ambos os casos o deslocamento aplicado em 5 μm em cada curva suplementar.

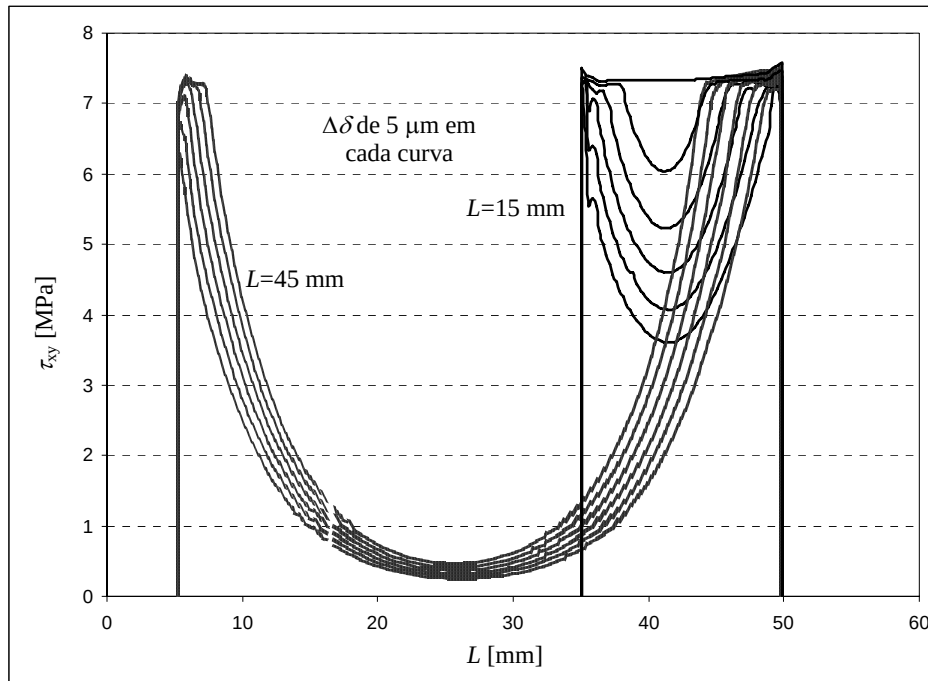


Figura 164 – Distribuição das tensões de corte para comprimentos de sobreposição de 15mm e 45mm.

Facilmente se observa que existe uma diferença notória entre os dois comprimentos de sobreposição analisados. Assim, para um incremento de deslocamento desde o início da plastificação correspondente a 25 μm a junta com 15 mm já se encontra completamente plastificada e sem capacidade de transmitir a força aplicada, ao passo que a junta com 45 mm apenas apresenta plastificação ligeira nas extremidades. Conclui-se assim que, admitindo comportamento plástico do adesivo, existe uma diferença significativa para os diferentes comprimentos de sobreposição (Figura 165).

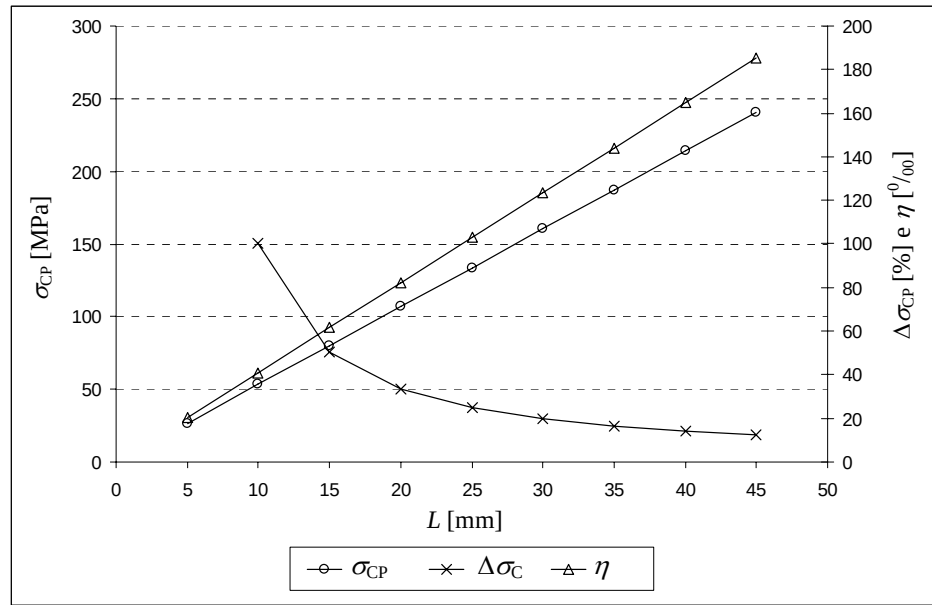


Figura 165 – Variação de σ_{CP} , $\Delta\sigma_C$ e η em função do comprimento de sobreposição.

A Figura 165 representa a tensão remota de colapso plástico (σ_{CP}) em função do comprimento de sobreposição, sendo esta tensão remota a verificada no mesmo instante em que todo o adesivo atinge a tensão de rotura. Neste caso a tensão remota de colapso é aproximadamente proporcional ao comprimento de sobreposição.

5.2.3 Espessura do remendo

O estudo que se segue tem como objectivo verificar qual o efeito da alteração da espessura do remendo no campo de tensões geradas na junta, nomeadamente as tensões de arrancamento nas placas. O primeiro caso considera que o adesivo apresenta um comportamento elasto-plástico do tipo representado na Figura 103. Na Figura 166 e Figura 167 são ilustradas as tensões normais segundo y nas juntas com espessuras de remendo de 1,2 mm e 2,4 mm, pela ordem respectiva. A Figura 168 representa as distribuições das tensões segundo y a meio da espessura do adesivo ao longo de todo o seu comprimento para as espessuras de remendo de 1,2 mm e 2,4 mm.

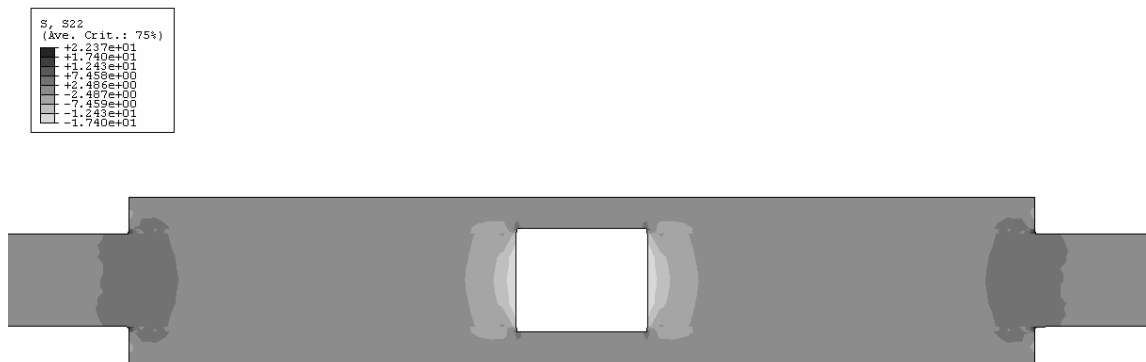


Figura 166 – Tensões normais segundo y para uma espessura de remendo de 1,2 mm.

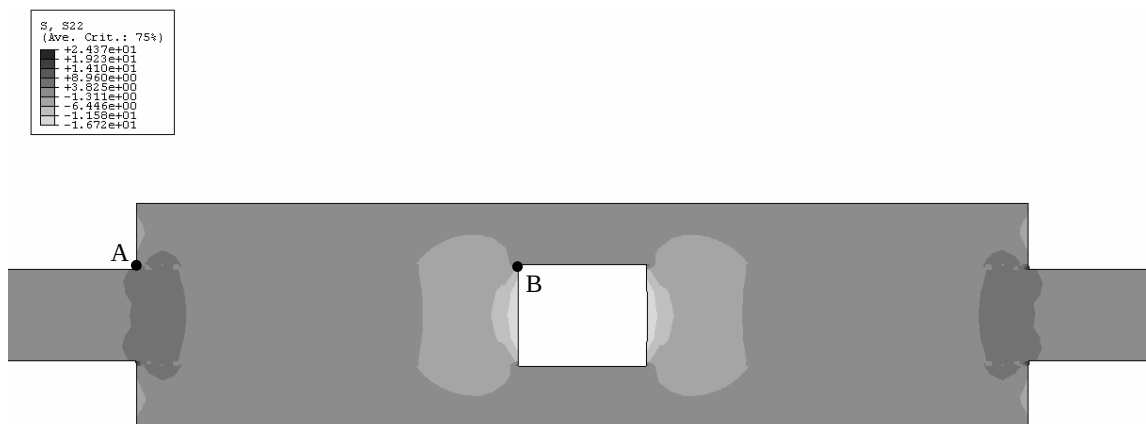


Figura 167 – Tensões normais segundo y para uma espessura de remendo de 2,4 mm.

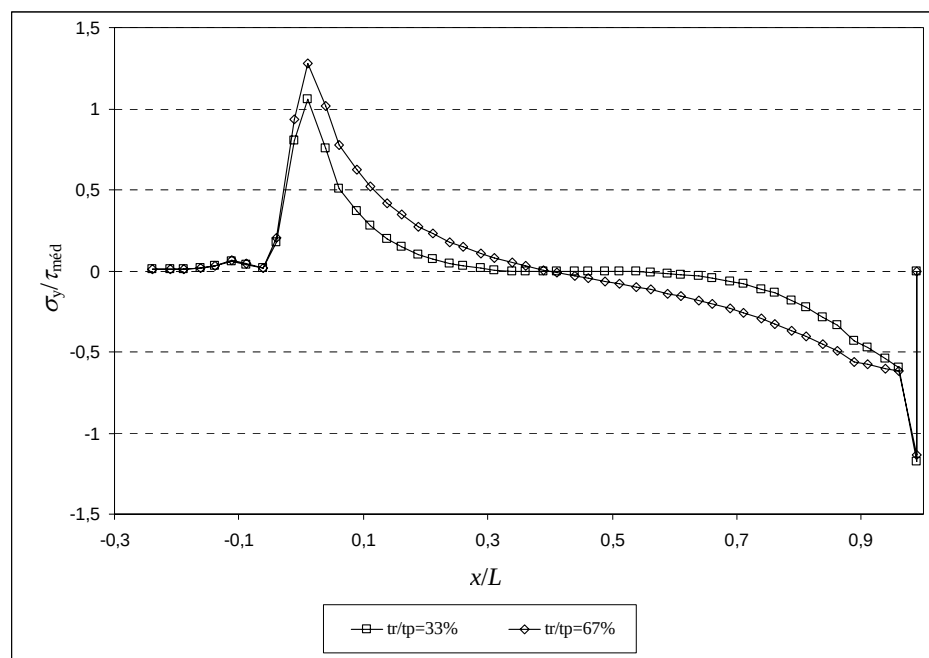


Figura 168 – Tensões normais segundo y no adesivo para duas espessuras de remendo.

Verifica-se que o formato da curva de tensões é idêntico em todos os casos, tendo este já sido discutido anteriormente. No entanto, a magnitude dos picos de tensão nas extremidades variam com a espessura do remendo. De facto, o pico de tensão no ponto A (Figura 167) aumenta com o aumento da espessura do remendo, podendo este aumento ser responsável por delaminagens entre camadas nas placas, pois as tensões normais segundo y também são superiores nas interfaces entre placas e adesivo (Figura 166 e Figura 167). O pico de tensão no ponto B (Figura 167) (pico de compressão) diminui com o aumento da espessura do remendo. Um estudo interessante é o da previsão da tensão remota de colapso da junta em função da espessura do remendo: esta está limitada nas espessuras mais reduzidas pelas tensões normais segundo x no remendo, e nas espessuras mais elevadas pelas elevadas tensões normais segundo y , que podem provocar delaminagens nas placas.

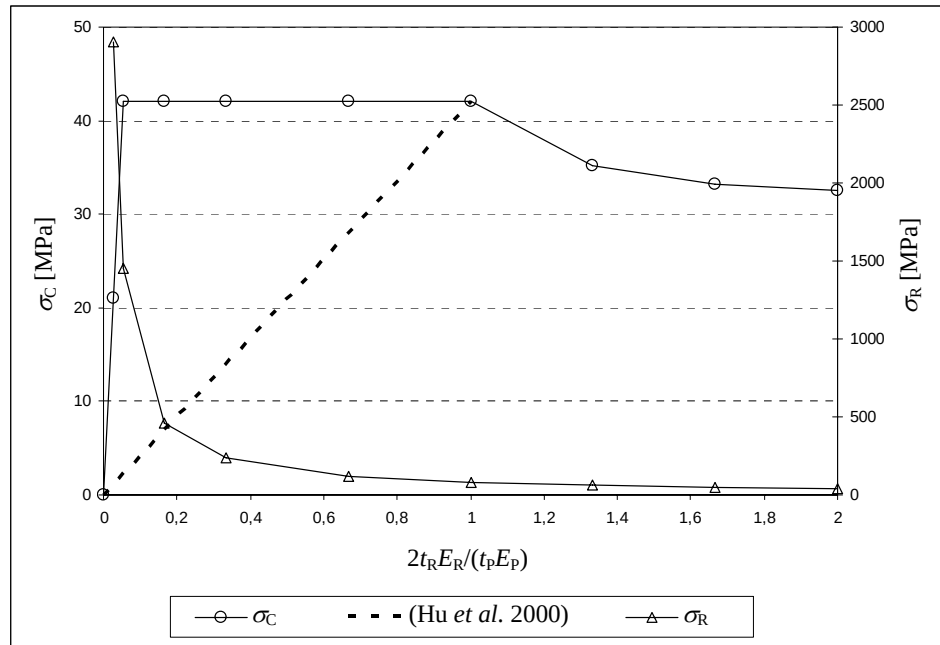


Figura 169 – Variação de σ_C e σ_R com a rigidez do remendo.

A Figura 169 pretende mostrar a variação da tensão remota de colapso elástico da junta colada (σ_C) em função da rigidez do remendo ($2t_R E_R$). Neste caso a rigidez do remendo é apresentada em abcissas e encontra-se normalizada relativamente à rigidez das placas ($t_p E_p$). São também representadas a tensão normal segundo x máxima no remendo (σ_R) e uma comparação com o resultado obtido em (Hu et al. 2000). O efeito da rigidez do remendo na tensão remota de colapso evidenciou resultados de alguma forma semelhantes àqueles obtidos para sobreposição simples. De uma forma geral, a resistência da junta colada é sempre idêntica e independente da espessura do remendo, pois como já foi visto, a rotura da junta ocorre por corte no adesivo. No entanto, para valores de espessura do remendo extremamente elevados (da ordem de grandeza da espessura das placas) as tensões normais segundo y nas placas aumentam de tal forma que a rotura pode deixar de ocorrer por corte no adesivo e pode passar a verificar-se por delaminação entre camadas diferentemente orientadas. Se tal suceder, observa-se uma redução efectiva da resistência da junta para espessuras de remendo extremamente elevadas, devido à alteração no mecanismo de rotura. Para espessuras do remendo extremamente reduzidas (quando a

tensão normal segundo x no remendo excede o valor limite de 1300 MPa), a rotura na junta colada deixa de ocorrer por corte no adesivo e passa a ter lugar por colapso do remendo, devido à espessura extremamente reduzida deste (Figura 169). O resultado obtido é comparado com o apresentado em (Hu *et al.* 2000), onde foi estudada a mesma situação em compósito vidro-epóxico solicitado à compressão. O resultado é ligeiramente diferente do apresentado pelo autor deste texto, possivelmente devido às diferentes condições, nomeadamente propriedades de material, pois estes investigadores no seu estudo utilizaram compósitos reforçados a fibra de vidro, cuja resistência é inferior.

Para a elaboração da curva foi considerado-se que a tensão normal segundo y máxima suportada pelas placas é de 7,6 MPa (considerado como sendo o valor limite relativo à matriz de epóxico), sendo assim a tensão remota de colapso limitada pelas tensões normais segundo y para valores de espessura de remendo superiores a 1,8 mm ($2t_R E_R / (t_P E_P) > 1$). Para valores de espessura de remendo inferiores a 1,8 mm a tensão remota de colapso é limitada pelas tensões normais segundo x no remendo, que não devem nunca exceder a tensão de cedência das placas na direcção das fibras, por hipótese considerada igual a 1300 MPa. Sendo assim, para as espessuras superiores a 1,8 mm, como as tensões normais segundo y excedem os 7,6 MPa, foram procurados os instantes anteriores ao início da cedência em que as tensões normais segundo y igualam este valor limite e de seguida calculada a tensão remota de colapso para esse instante. Verificou-se uma perda de resistência da junta para valores de espessura de remendo superiores a 1,8 mm, devido ao aumento das tensões normais segundo y a partir desse ponto com o aumento de rigidez do remendo. Também é possível verificar que a tensão remota de colapso tende para um valor constante com o aumento da rigidez do remendo.

Por outro lado, para espessuras de remendo inferiores a 1,8 mm, e como já foi referido, a resistência da junta é limitada pelas tensões normais segundo x no remendo, que não devem exceder o valor da tensão de cedência do compósito na direcção das fibras, igual a 1300 MPa. Para auxiliar à obtenção da curva que tem vindo a ser discutida, é traçada a curva que representa a tensão normal segundo x máxima no remendo (σ_R). Assim, para valores de espessura de remendo inferiores a 1,8 mm, verifica-se uma diminuição da resistência da junta a partir do ponto em que as tensões no remendo segundo x excedam os 1300 MPa. Isto acontece para espessuras de remendo inferiores a 0,05 mm, o que na prática não é possível pois uma camada unidireccional tem uma espessura de cerca de 0,13 mm. A Figura 170, a Figura 171 e a Figura 172 representam as tensões normais segundo x para três espessuras distintas de remendo (0,3, 0,6 e 1,8 mm), onde se pode observar e comparar os valores máximos das tensões normais segundo x com os valores da Figura 169.

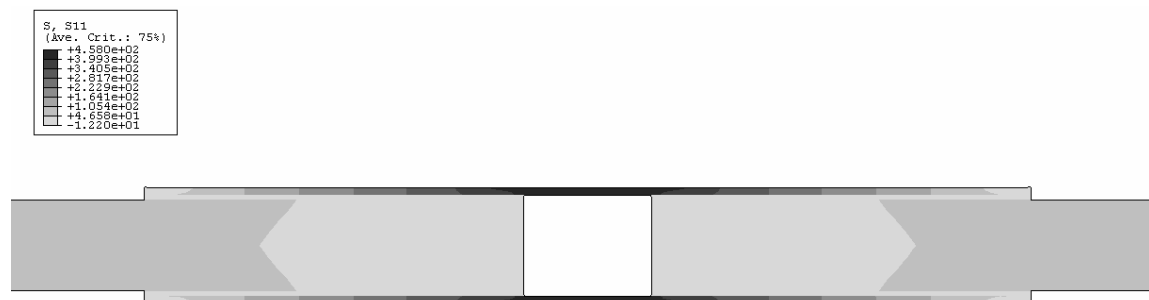


Figura 170 – Tensões normais segundo x no início da plastificação e $t_R=0,3$ mm ($2t_R E_R / (t_P E_P)=0,17$).

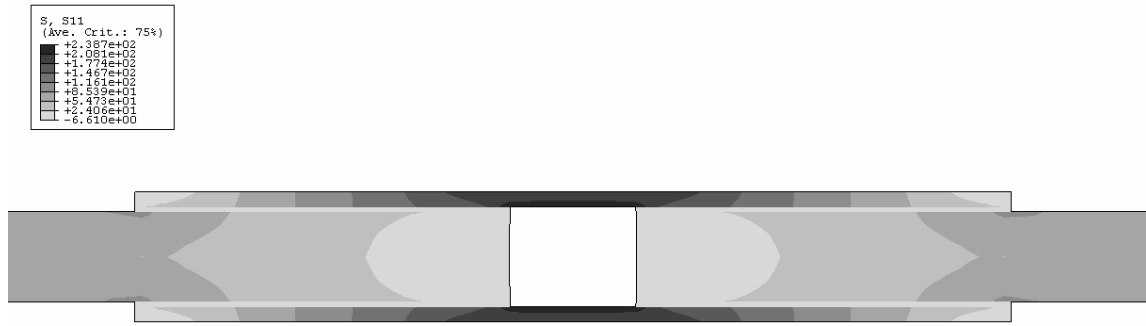


Figura 171 – Tensões normais segundo x no início da plastificação e $t_R = 0,6 \text{ mm}$ ($2t_R E_R / (t_P E_P) = 0,33$).

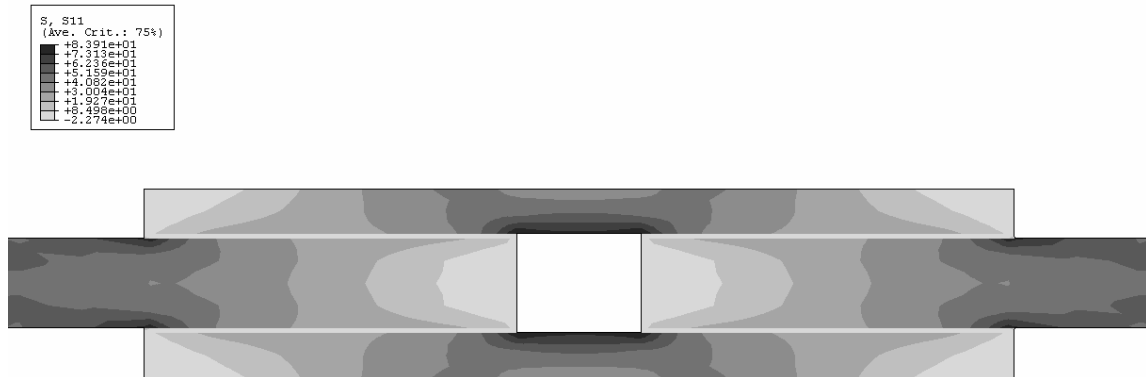


Figura 172 – Tensões normais segundo x no início da plastificação e $t_R = 1,8 \text{ mm}$ ($2t_R E_R / (t_P E_P) = 1$).

Concluindo, verifica-se que para as condições geométricas e de resistência consideradas, a espessura de remendo adequada é de 0,13 mm, pois garante o valor máximo de tensão remota de colapso, de cerca de 42 MPa, com a utilização mínima possível de material. Este facto garante não só economia de material, mas também menor alteração da forma inicial do componente.

5.2.4 Espessura do adesivo

Foi efectuado um estudo idêntico ao de sobreposição simples no que concerne ao efeito da alteração da espessura do adesivo no comportamento da junta colada, nomeadamente em termos de distribuição de tensões e deformações. Foram considerados os casos de espessuras de adesivo de 0,1, 0,2 e 0,3 mm. Apresentam-se os gráficos $\sigma_{\text{rem}} - \delta$ e $\sigma_R - \delta$.

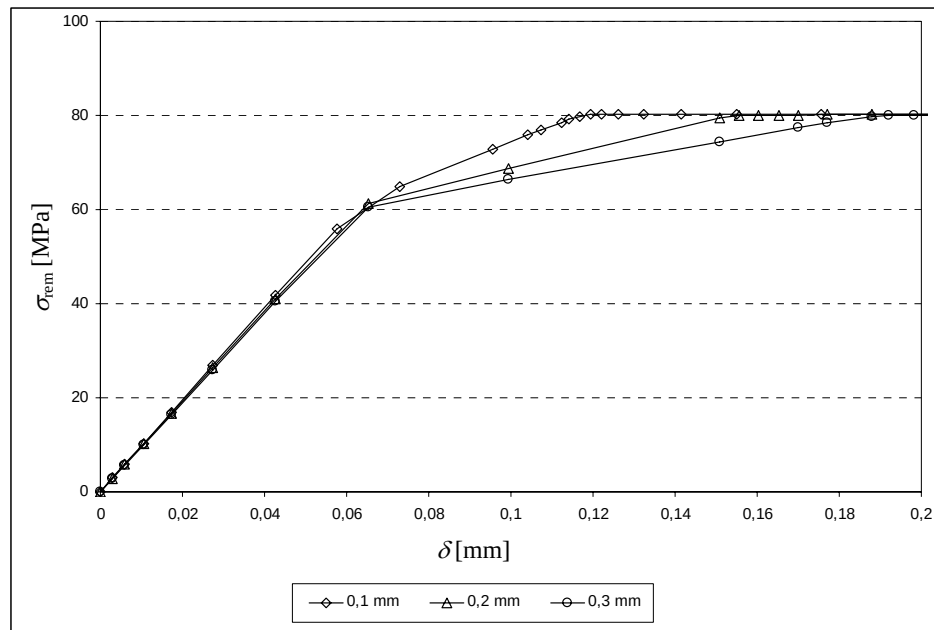


Figura 173 – Variação da tensão remota com o deslocamento para três espessuras de adesivo.

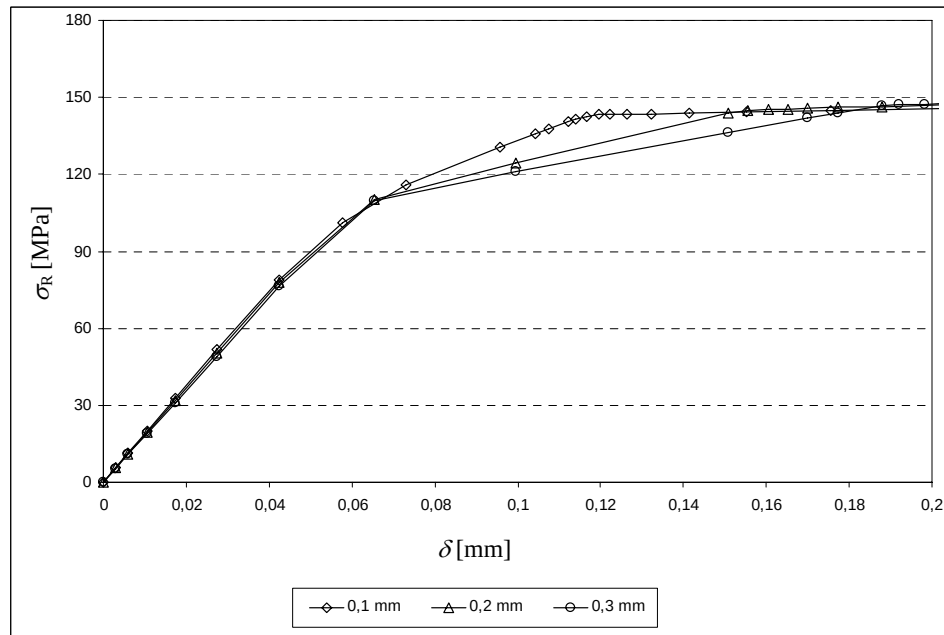


Figura 174 – Variação da tensão normal no remendo com o deslocamento para três espessuras de adesivo.

As conclusões que podem ser tiradas da Figura 173 e da Figura 174 são idênticas às observadas para as juntas de sobreposição simples (Figura 140 e Figura 141). Em resumo, conclui-se que a alteração da espessura de adesivo não tem qualquer influência na resistência da junta colada, pois a tensão remota de colapso e tensões axiais máximas desenvolvidas na secção intermédia do remendo são idênticas. Observa-se, no entanto, o aumento de deslocamento admissível até rotura com o aumento da espessura do adesivo.

Comparando estes resultados com os obtidos para sobreposição simples, observa-se em primeiro lugar uma duplicação da tensão remota de colapso plástico (de 40 para 80 MPa), derivada da também duplicação da área resistente ao corte. Da mesma forma, os deslocamentos correspondentes aos limites elástico e plástico, passaram para sensivelmente metade, uma vez que a rigidez do conjunto duplicou ao passar de sobreposição simples a dupla. A variação das tensões normais segundo x segue a observada para a tensão remota de colapso na medida em que se verificam as quebras no aumento de tensão correspondentes ao colapso elástico e plástico do adesivo para os mesmos valores de deslocamento. Para valores idênticos de força transmitida por cada remendo nos casos de sobreposição simples e dupla, verifica-se que as tensões máximas atingidas em sobreposição dupla são notoriamente inferiores, devido à inexistência do fenómeno de flexão observado em sobreposição simples.

5.2.5 Tensão de cedência ao corte do adesivo

Foi também avaliada a influência da tensão de cedência ao corte do adesivo. Constatou-se a existência de uma relação de proporcionalidade entre a tensão de cedência ao corte do adesivo e a tensão remota que origina o colapso da junta (Figura 175).

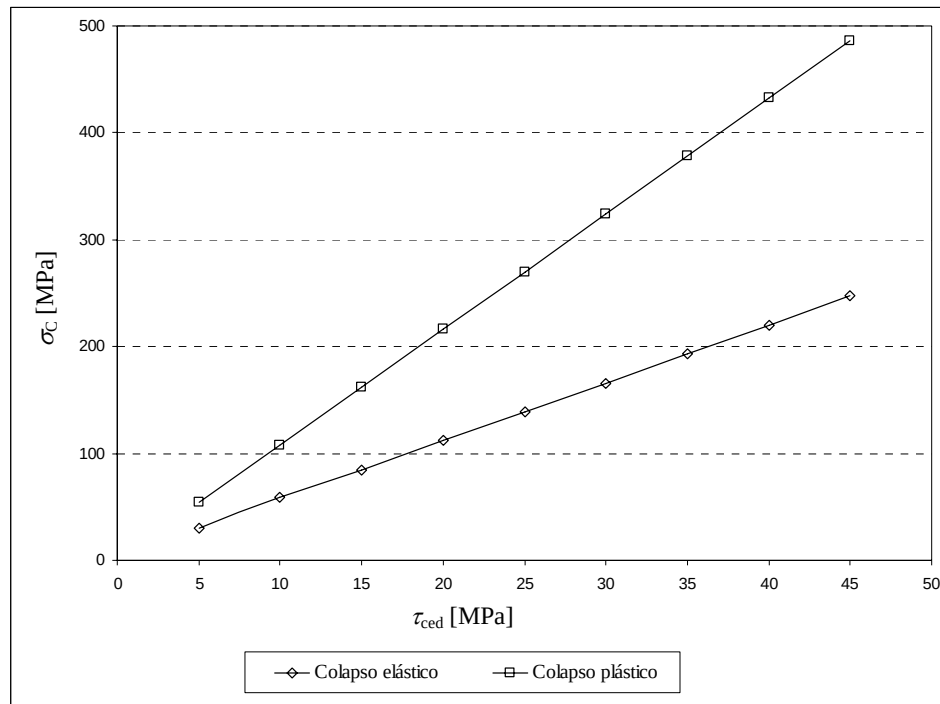


Figura 175 – Influência da tensão de cedência ao corte do adesivo na tensão de colapso da junta.

5.2.6 Rendimento da junta

A Figura 176 representa o rendimento da junta colada em sobreposição dupla para várias sequências de empilhamento das placas (Tabela 3), sequência de empilhamento do remendo de (0_{16}) e junta otimizada (utilizando as indicações obtidas pelos gráficos anteriores). O critério de rotura utilizado para a definição dos valores de resistência dos laminados é o critério de Tsai-Hill. São considerados colapso elástico (*CE*, correspondente ao início da plastificação) e colapso plástico (*CP*, correspondente ao valor máximo da carga sustentada). É apresentado também, na Figura 177, para cada caso, o comprimento de sobreposição entre placas e adesivo necessário para a obtenção do rendimento máximo da junta. A Tabela 3 representa as propriedades do adesivo de alta resistência utilizado neste estudo (Araldite® 2011), bem como as sequências de empilhamento utilizadas. As propriedades geométricas e elásticas para as placas e remendo são idênticas às apresentadas na Tabela 2.

Tabela 3 – Propriedades geométricas e sequências de empilhamento.

Adesivo	Sequências de empilhamento	
$E=3,4$ GPa	1 - $(0_2/75_2/-75_2/90_2)_{2S}$	5 - $(0_2/30_2/-30_2/90_2)_{2S}$
$\nu=0,35$	2 - $(0_2/60_2/-60_2/90_2)_{2S}$	6 - $(0_2/15_2/-15_2/90_2)_{2S}$
$\tau_{ced}=40$ MPa	3 - $(0_2/45_2/-45_2/90_2)_{2S}$	7 - (0_{32})
$\tau_{rot}=52$ MPa	4 - $(0_2/90_2)_{4S}$	

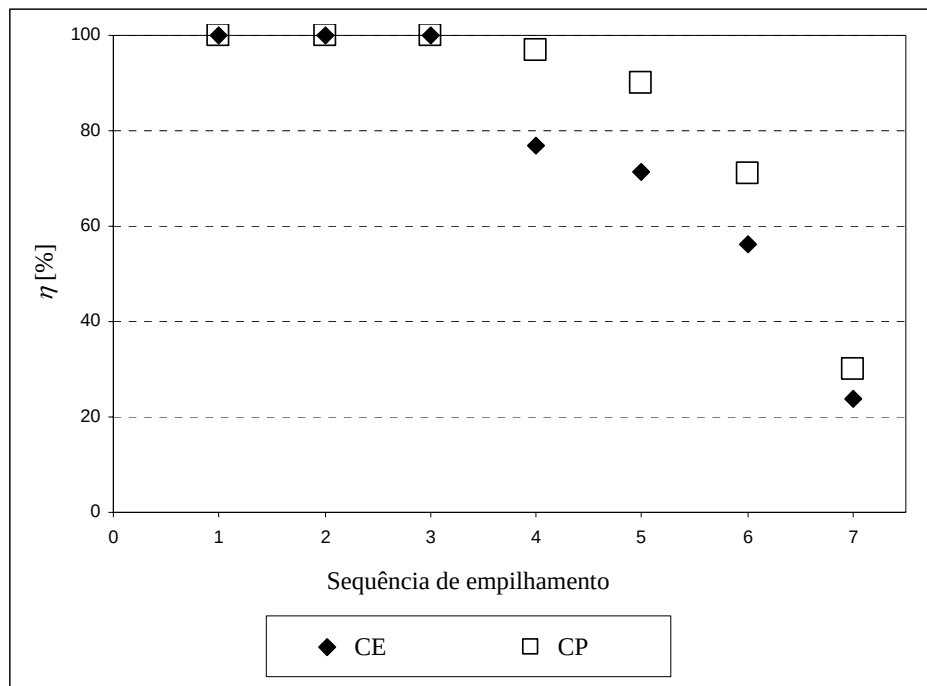


Figura 176 – Rendimento da junta.

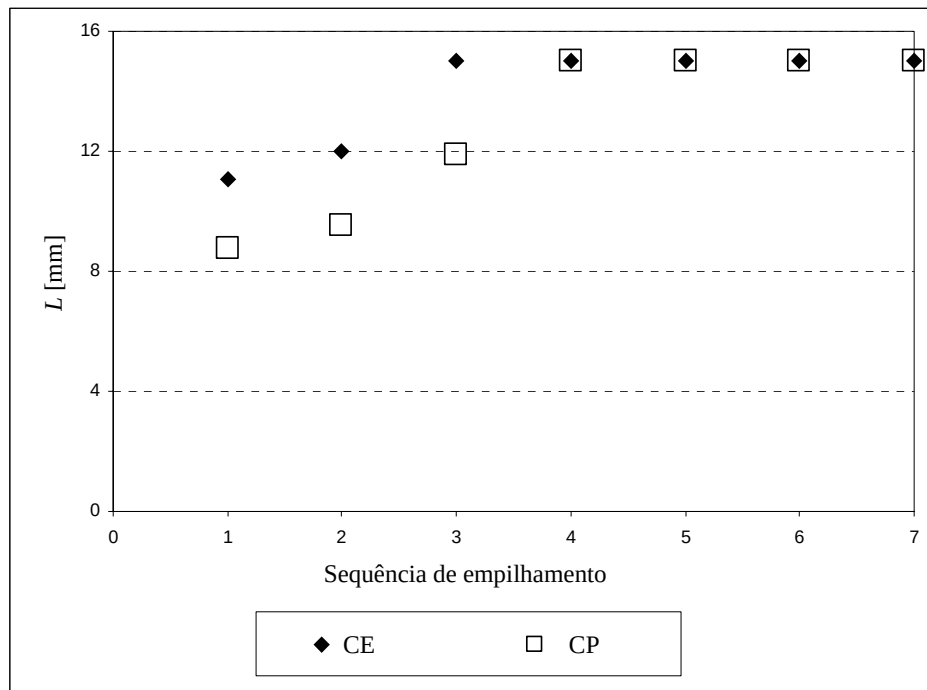


Figura 177 – Comprimento de sobreposição para o rendimento pretendido.

Ao analisar o rendimento de várias juntas com sequências de empilhamento distintas constata-se que este é de 100%, ou seja, há restituição completa da resistência da junta após danificação e reparação, para os laminados cujas sequências de empilhamento propiciam a uma menor resistência segundo a direcção da solicitação ou mesmo as quase-isotrópicas. Para as sequências de empilhamento que apresentam maior resistência segundo a direcção da solicitação o rendimento não chega a 100%, sendo o valor mais baixo obtido para o laminado com todas as fibras alinhadas segundo a direcção de solicitação (o laminado (0_{32})), igual a cerca de 24% (colapso elástico) ou 30% (colapso plástico). Por outro lado, para estes últimos laminados é necessária a totalidade do comprimento de sobreposição inicial considerado (15 mm) para que o seu rendimento seja o indicado na Figura 176. Todavia, para aquelas sequências de empilhamento cujo rendimento é de 100%, o comprimento de sobreposição necessário para o obter é inferior a este valor limite, devido às inferiores propriedades das placas segundo a direcção da solicitação, que fazem com que o mecanismo de rotura seja o colapso axial das placas e não o corte pelo adesivo.

A Figura 178 ilustra a influência da espessura das placas (t_p) no rendimento da junta colada (considerando colapso elástico), para as sete sequências de empilhamento apresentadas na Tabela 3. É notória a influência da espessura das placas no rendimento da junta reparada, uma vez que o aumento desta espessura provoca um acréscimo na resistência das placas antes da danificação. Consequentemente, como a tensão remota aplicada que provoca o colapso do adesivo não é influenciada pela espessura das placas, o aumento da referida espessura provoca a diminuição da razão tensão remota de colapso após reparação/tensão remota de colapso antes da danificação. Conclui-se assim que o rendimento de placas de compósito reparadas por sobreposição

(simples ou dupla) é bastante influenciado pela espessura das mesmas. Esta limitação observada neste tipo de juntas pode ser ultrapassada utilizando remendos embebidos no material a reparar.

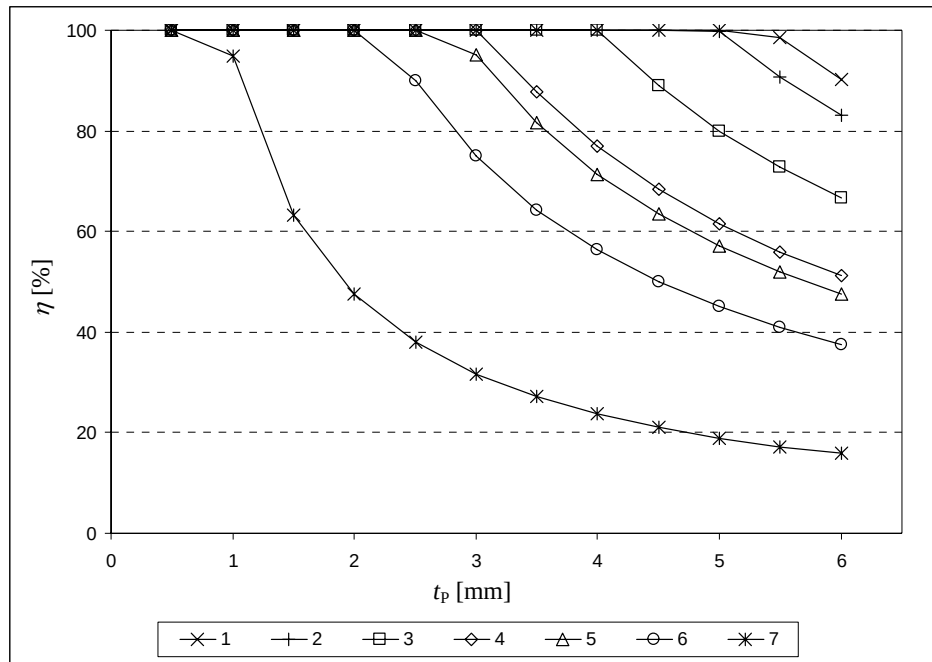


Figura 178 – Influência da espessura das placas no rendimento da junta reparada.

5.3 Ligação de duas placas de material compósito por remendo embebido

O último caso considerado é o de reparação por remendo embebido no material a reparar. Este tipo de reparação caracteriza-se pela remoção da área danificada por execução de um furo em forma tronco-cônica e aplicação de camadas de reparação circulares de diâmetro crescente de forma a se acomodarem ao furo. Este tipo de reparação caracteriza-se pela sua elevada eficiência e pela não existência de perturbação aerodinâmica. Apresentam a desvantagem de ser um tipo de reparação mais dispendiosa, devido à complexidade na sua execução. O problema a considerar, bem como as dimensões características do conjunto placas e remendo, são apresentados na Figura 179.

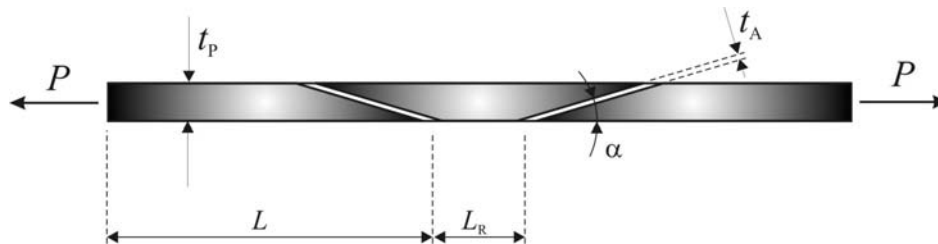


Figura 179 – Problema em estudo e respectivas dimensões características.

A notação utilizada ao longo deste trabalho, bem como respectivas propriedades dos materiais são idênticas aos casos apresentados para as juntas de sobreposição, ao passo que os dados considerados para uma primeira abordagem a este problema foram os seguintes, sugeridos em (Odi *et al.* 2004). A escolha de um ângulo de inclinação de 2^0 prende-se com o facto de, no trabalho dos referidos autores, se ter observado que numericamente valores inferiores levam a uma distorção significativa dos elementos e não consonância dos resultados numéricos com os experimentais. Como consequência, a resistência da junta é subestimada.

$L=110$ mm	$L_R=5$ mm
$t_p=3,6$ mm	$a=25$ mm
$t_A=0,2$ mm	$\alpha=2^0$

A sequência de empilhamento utilizada é $[0]_{32}$. A Figura 180 representa o modelo bidimensional usado e a Figura 181 um detalhe da malha utilizada que é constituída por elementos sólidos quadrangulares e triangulares e elementos finitos de interface localizados nas interfaces entre placa/adesivo e adesivo/remendo, bem como a meio da espessura do adesivo. A Figura 182 representa o modelo da sua posição deformada (com ampliação dos deslocamentos verticais de 5x). Tal como foi efectuado para o estudo de juntas reparadas por sobreposição simples e dupla, também no estudo de juntas de reparação por utilização de remendo embebido é efectuada uma simplificação ao modelo. A simplificação consiste na construção de um modelo bidimensional para retratar uma situação que, neste caso, é tipicamente tridimensional. Esta alteração ao modelo conduz a uma simplificação do estado de tensão existente na placa tridimensional com um furo tronco-cónico no seu interior, uma vez que não são captadas as concentrações de tensões normais segundo x observadas na vizinhança do furo. Apesar destas reconhecidas limitações do modelo bidimensional, pretende-se a obtenção de conclusões de carácter qualitativo respeitantes a algumas características geométricas deste tipo de juntas.

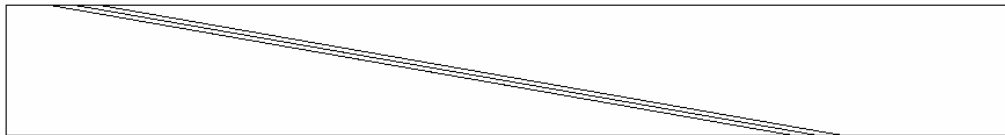


Figura 180 – Representação do modelo na posição não deformada (ampliação 5x).

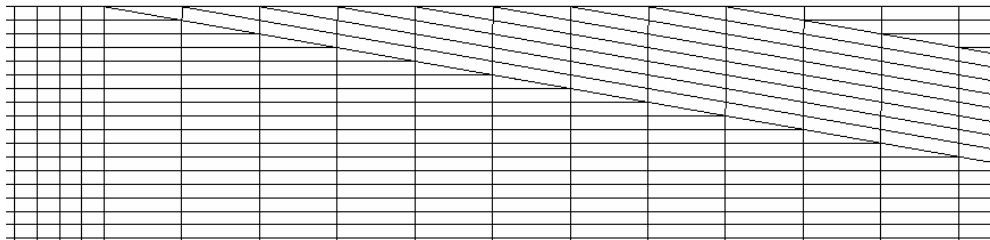


Figura 181 – Detalhe da malha utilizada (ampliação 5x).

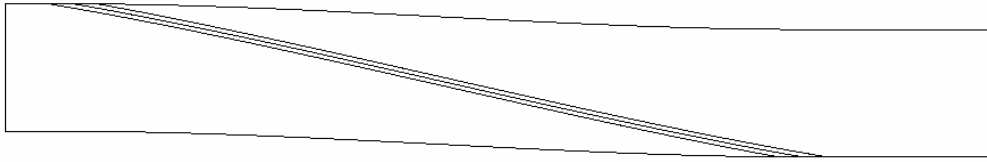


Figura 182 – Representação do modelo na posição deformada (ampliação 5x).

A Figura 183 representa as curvas P - δ e σ_{rem} - δ para o caso em estudo.

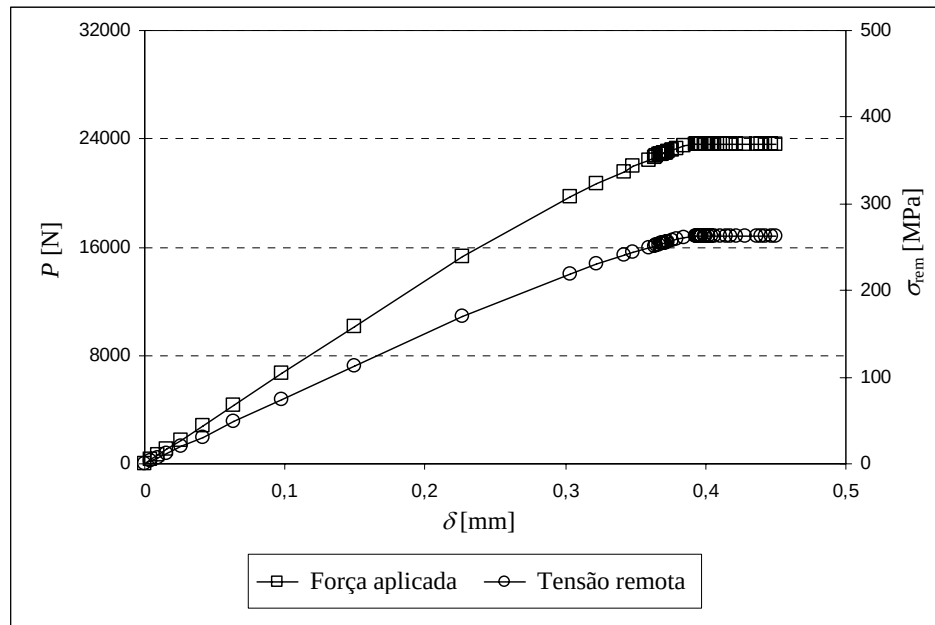


Figura 183 – Curvas P - δ e σ_{rem} - δ para um ângulo de inclinação de 2° .

A Figura 183 pode ser comparada com a Figura 109 e a Figura 148, que representam as mesmas curvas para juntas de sobreposição simples e dupla, respectivamente. Observa-se um aumento considerável na resistência da junta, sendo a tensão remota de colapso desta de cerca de 262 MPa, ou seja, 555% superior à junta de sobreposição simples e 227,5% superior à junta de sobreposição dupla (considerando o comprimento de sobreposição $L=15$ mm).

5.3.1 Análise tensorial

A análise tensorial aplicada às juntas de reparação por utilização de remendo embebido é efectuada com auxílio dos elementos finitos de interface desenvolvidos em (de Moura *et al.* 2000). A necessidade da utilização destes elementos prende-se com o facto da orientação das interfaces entre placas e adesivo, bem como a linha média do adesivo, apresentar uma inclinação de 2° , não sendo assim as componentes de tensões apresentadas pelo ABAQUS® as mais adequadas à análise do problema em questão. Os elementos referidos permitem a obtenção das tensões normais e tangenciais ao seu comprimento, sendo como tal utilizados para a

obtenção das tensões normais segundo a espessura do adesivo e tensões de corte. A Figura 184 representa a localização dos elementos finitos de interface na junta, encontrando-se estes posicionados na interface entre placa e adesivo (P1), a meio do adesivo (P2) e na interface entre adesivo e remendo (P3). Observa-se também o sistema de eixos xy convencional, e o sistema de eixos tn , orientado segundo a inclinação do adesivo, onde t representa a componente tangencial e n a componente normal à inclinação do adesivo.

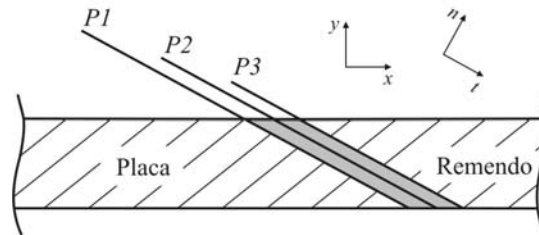


Figura 184 – Sistemas de eixos utilizados e localização dos elementos de interface.

Nas figuras seguintes são apresentadas as tensões normais segundo x (Figura 185), as tensões normais segundo y (Figura 186), a distribuição de tensões normais segundo n (σ_n) a meio do adesivo (Figura 187), as tensões de corte τ_{xy} no limiar (Figura 188) e após plastificação (Figura 189), bem como as distribuições das tensões de corte τ_{tn} a meio do adesivo nas mesmas condições (Figura 190). Refira-se que as figuras respeitantes às tensões em toda a junta são relativas ao sistema de eixos xy , ao passo que as figuras correspondentes às distribuições de tensões a meio do adesivo são relativas ao sistema de eixos tn . As primeiras têm apenas como objectivo obter um panorama geral do estado de tensão em toda a junta, apresentando-se com uma ampliação das coordenadas verticais de 10x.

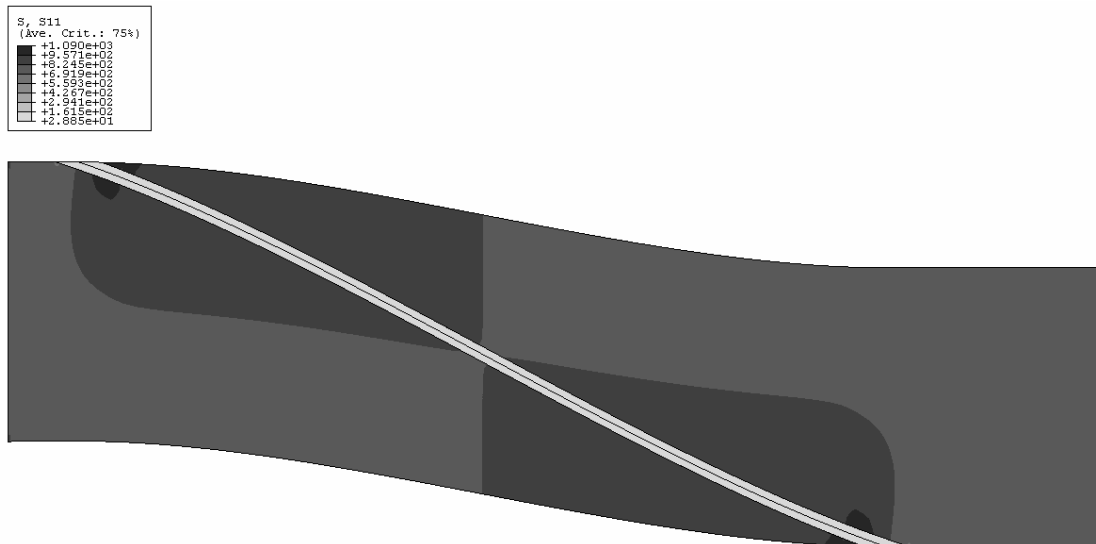


Figura 185 – Tensões normais segundo x no limiar da plastificação.

A Figura 185 permite tirar algumas conclusões. Em primeiro lugar, observa-se que a junta deforma verticalmente na zona do remendo. Verifica-se também que a cedência ocorre pelo adesivo, que apresenta uma área resistente bastante superior aos casos de sobreposição simples e dupla. Como tal, a resistência da junta é

consideravelmente superior. Observa-se uma distribuição destas tensões aproximadamente uniforme ao longo da junta, embora com concentrações de tensões nas placas, nas proximidades das suas extremidades na zona de junção com o adesivo. Relativamente à resistência da junta esta aumenta com a diminuição do ângulo de inclinação, uma vez que a área resistente do adesivo aumenta.

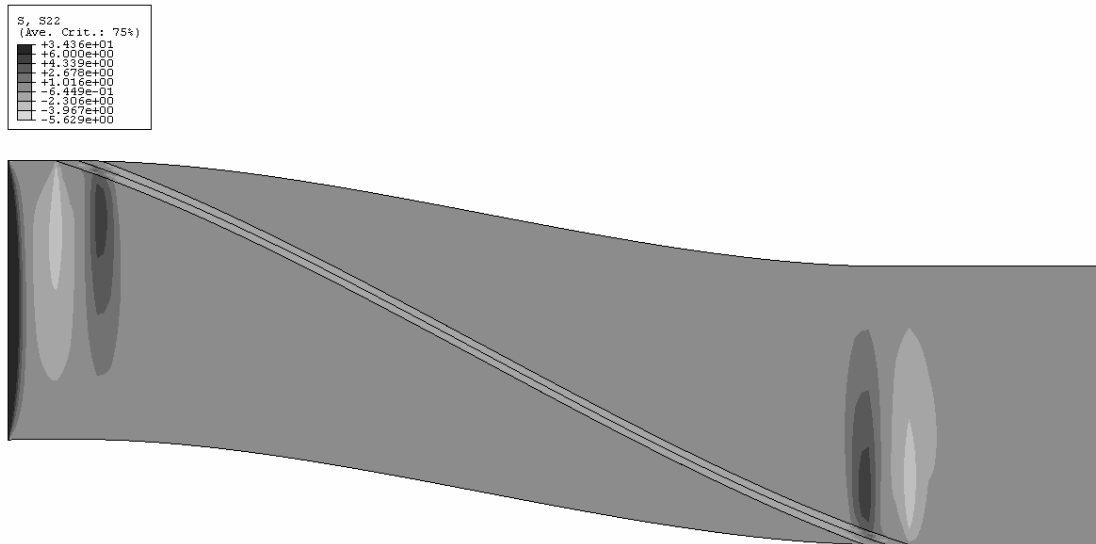


Figura 186 – Tensões normais segundo y no limiar da plastificação.

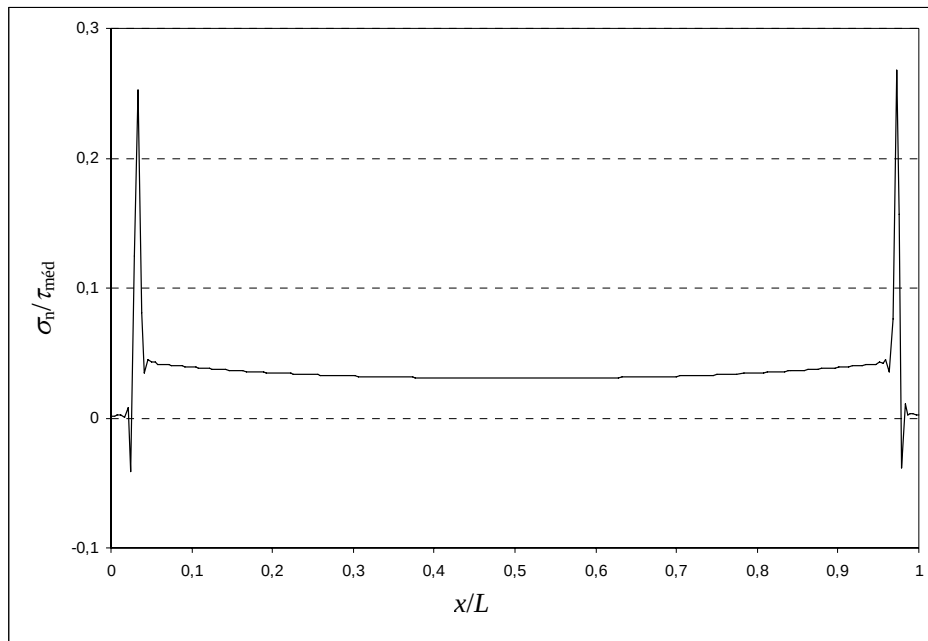


Figura 187 – Distribuição das tensões σ_n no limiar da plastificação.

Observando a Figura 186, constata-se que as tensões normais segundo y são aproximadamente constantes e aproximadamente nulas longe do adesivo. No adesivo, apresentam picos nas extremidades. Na Figura 187 são mostradas as tensões normais σ_n normalizadas relativamente à tensão de corte média a meio da

espessura do adesivo ($\tau_{méd}$). Na sua generalidade são tractivas e os seus picos, bastante pronunciados, ocorrem próximo das duas extremidades da ligação, a uma distância dessas extremidades de cerca de 4% da dimensão total de contacto entre a placa e remendo. Junto das extremidades da ligação, as tensões normais à superfície de contacto são nulas. Estas tensões são sempre inferiores às tensões de corte na mesma região, apresentando para os picos de tensões normais cerca de $\frac{1}{4}$ da tensão de corte média no adesivo.

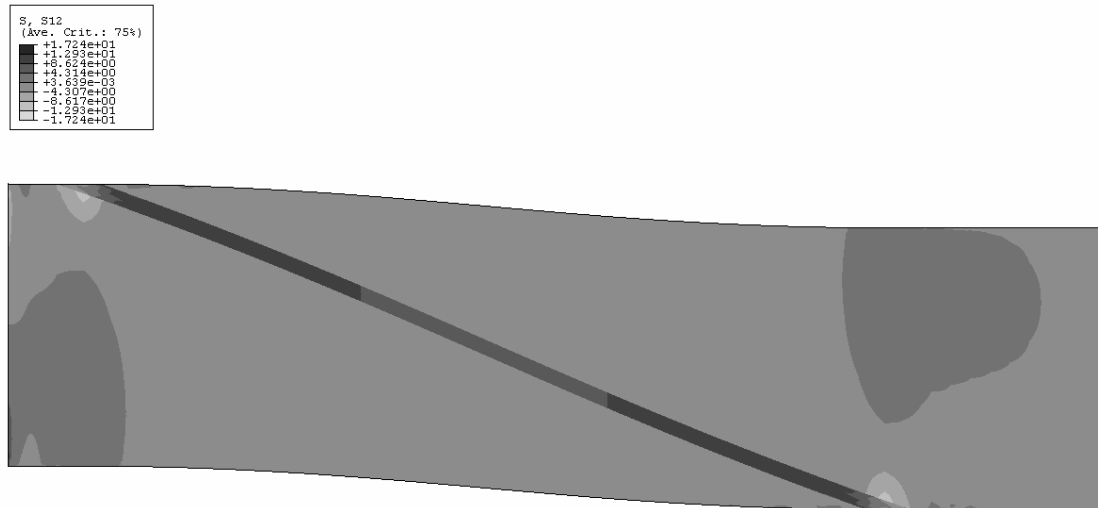


Figura 188 – Tensões de corte τ_{xy} no limiar da plastificação.

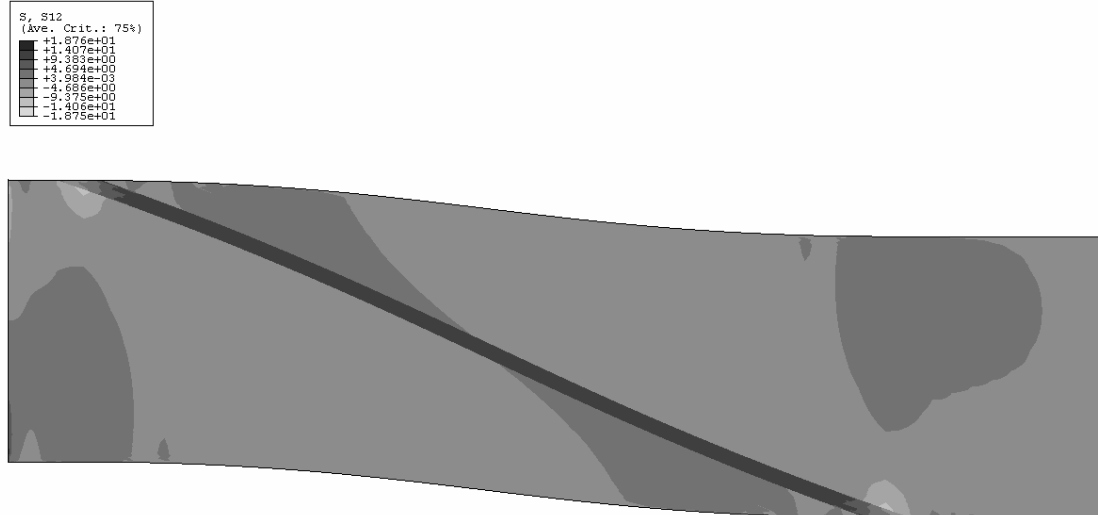


Figura 189 – Tensões de corte τ_{xy} após plastificação.

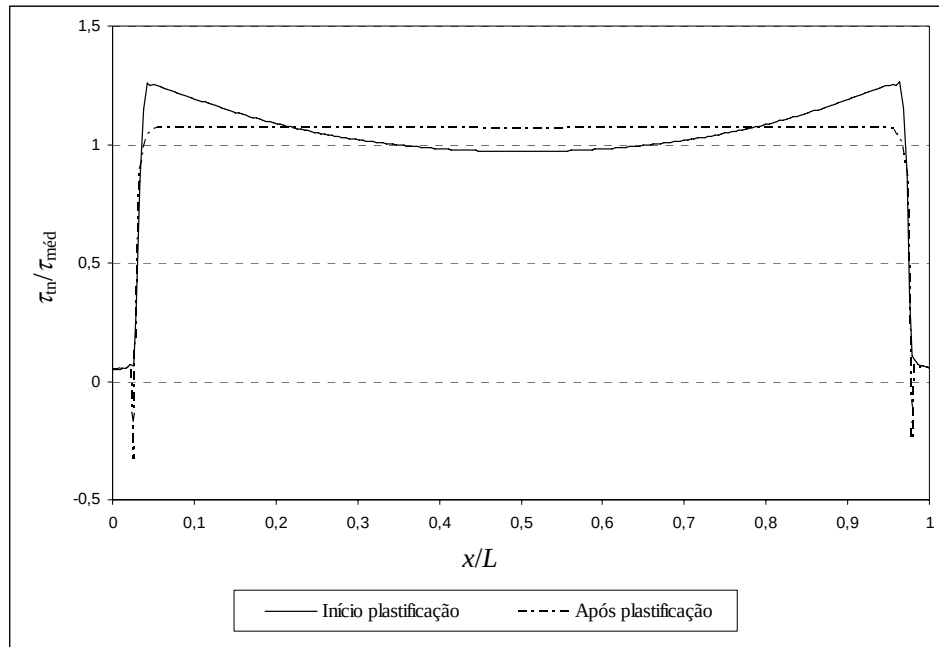


Figura 190 – Distribuição de tensões de corte τ_{tn} no limiar e após plastificação.

Na Figura 188 e na Figura 189 são mostradas as tensões de corte τ_{xy} no início da plastificação (Figura 188) e após plastificação (Figura 189). É possível verificar que esta tensão apresenta o mesmo sentido ao longo de todo o comprimento do adesivo, apresentando uma ligeira concentração de tensões nas extremidades do comprimento de contacto placa/remendo e sendo inferior nos pontos intermédios. Desde já se confirma que, além da vantagem deste tipo de reparações relacionada com uma área superior de transferência de cargas, também a distribuição de tensões de corte (Figura 190) é mais favorável, pois a região intermédia do adesivo contribui bastante para a resistência da junta, considerando colapso elástico (comparar com as distribuições de tensões de corte para as juntas de sobreposição simples e dupla, respectivamente a Figura 116 e a Figura 155). Tanto no limiar como após plastificação as extremidades do adesivo encontram-se com tensões de corte quase nulas, ao longo de uma faixa de cerca de 3% do comprimento de contacto. Após plastificação, observa-se uma homogeneização das tensões de corte, excepto nas extremidades, onde as tensões são aproximadamente nulas. As figuras seguintes evidenciam as distribuições de tensões normais (σ_n) e de corte (τ_{tn}), considerando o referencial tn , nas localizações apresentadas na Figura 184.

A Figura 191 mostra as distribuições das tensões normais (σ_n) normalizadas pela tensão de corte média no adesivo (τ_{med}). Observa-se que, na generalidade, estas tensões são de tracção ao longo da ligação entre placa e remendo. Na interface entre placa e adesivo (P1) comprova-se a existência de um pico de tensões de tracção próximo da extremidade superior da zona de ligação, atingindo este cerca de 40% da tensão média de corte no adesivo. O referido pico de tracção encontra-se a uma distância da extremidade superior da junta de cerca de 8% do comprimento total de ligação. A meio do adesivo observam-se dois picos de tensões de tracção, um deles em cada extremidade do comprimento de ligação, de magnitude inferior aos picos observados nas interfaces P1 e P3, e a uma distância das extremidades da ligação de cerca de 4% do comprimento total de ligação. Na interface

entre o adesivo e o remendo (P3) observa-se um pico de tensões normais de tracção na extremidade oposta à observada para o caso de P1. O pico de tensões apresenta sensivelmente a mesma magnitude e a mesma distância à extremidade do comprimento de ligação, quando comparado com a interface entre a placa e o adesivo.

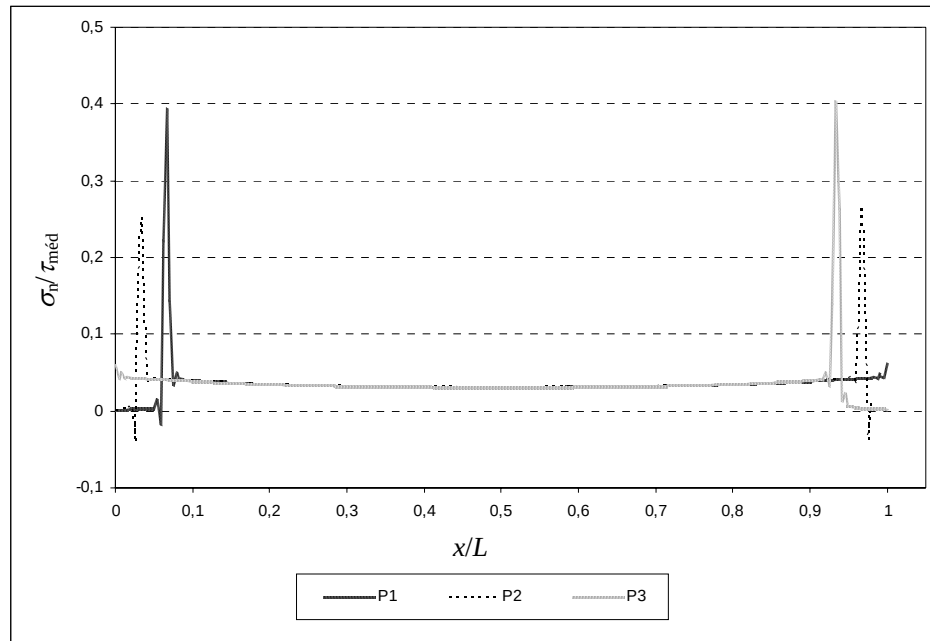


Figura 191 – Distribuições das tensões normais em diferentes localizações.

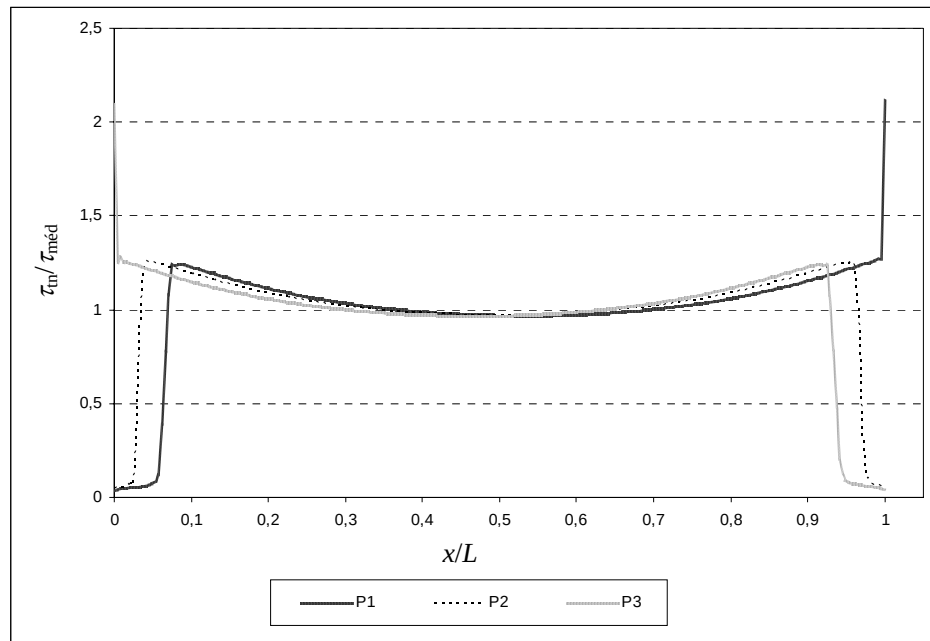


Figura 192 – Distribuições das tensões de corte em diferentes localizações.

Comparando as distribuições de tensões de corte (τ_{in}) normalizadas pela tensão de corte média do adesivo (τ_{med}), nas mesmas localizações acima mencionadas, observa-se igualmente dois picos nas extremidades do comprimento de sobreposição. De facto, também a distribuição de tensões de corte é aproximadamente constante ao longo do comprimento de contacto, embora nas extremidades do referido comprimento se observe uma zona praticamente não solicitada no que diz respeito às tensões de corte. Esta zona apresenta uma extensão de cerca de 2% do comprimento total em cada extremidade a meio do adesivo (P2) e cerca de 6% do comprimento total para as interfaces P1 e P3. Nestes últimos casos, o comprimento não solicitado apenas se observa numa das extremidades, precisamente a extremidade oposta àquela onde se observa o pico de tensões de corte. Assim, para a interface entre placa e adesivo (P1) observa-se um pico de tensões de corte na extremidade inferior da ligação, encontrando-se a extremidade superior não solicitada. Para a interface entre o adesivo e o remendo (P3) a localização do pico de tensões e zona não solicitada é a oposta. Em todos se observa que as tensões de corte são ligeiramente superiores nas zonas próximas das extremidades. Como o gradiente de tensões de corte é reduzido, a distribuição de tensões existente auxilia a uma elevada resistência da junta.

5.3.2 Ângulo de inclinação

Com o objectivo de estudar o efeito da alteração do ângulo de inclinação no campo de tensões gerado ao longo da junta colada, foram considerados vários casos com ângulos distintos. São considerados ângulos de inclinação de 2, 3, 6, 9, 15, 25 e 45°. Este estudo foca os campos de tensões normais (σ_n) e de corte (τ_{in}) para cada um dos comprimentos de sobreposição referidos, bem como a tensão remota de colapso. Como já foi visto, a rotura nestes modelos de juntas coladas tem lugar no adesivo, pelo que a tensão remota de colapso estará intimamente ligada ao ângulo de inclinação e ao comprimento do adesivo. Assim, será comparada a tensão remota de colapso para cada um dos casos, bem como o rendimento das juntas coladas. Para a determinação do campo de tensões de corte foi considerado o momento do início da plastificação. As figuras seguintes apresentam as tensões de corte τ_{in} ao longo da linha média do adesivo, na direcção tangente às faces inclinadas da placa e remendo. São apresentadas graficamente as distribuições das tensões de corte para os sete casos de ângulos de inclinação, em primeiro lugar em termos de tensões absolutas, e em segundo lugar em termos de relação tensão instalada/tensão média. Considerando o adesivo como um material isotrópico, onde o critério de resistência de Von Mises é aplicável e adequado ao caso, refere-se que as distribuições de tensões de corte apresentadas na Figura 193 e na Figura 194 são obtidas no limiar do limite elástico do adesivo, obtido pelo critério de Von Mises.

Observando a Figura 193, nota-se que as distribuições de tensões são qualitativamente idênticas para ângulos de inclinação compreendidos entre os 2 e 9°, evidenciando ligeiros aumentos de tensão nas extremidades da ligação. Aumentando o ângulo de inclinação, os picos de tensão de corte deslocam-se para a zona central da ligação e tornam-se mais suaves. Ao mesmo tempo observa-se uma homogeneização das tensões ao longo do adesivo. Outro fenómeno observável diz respeito à extensão das zonas não solicitadas nas extremidades do comprimento de ligação. Constata-se que esta zona diminui à medida que o ângulo de

inclinação aumenta. Inclusivamente, para um ângulo de inclinação de 45^0 , toda a zona do adesivo se encontra solicitada, deixando de se observar a existência de regiões não solicitadas nas duas extremidades do adesivo.

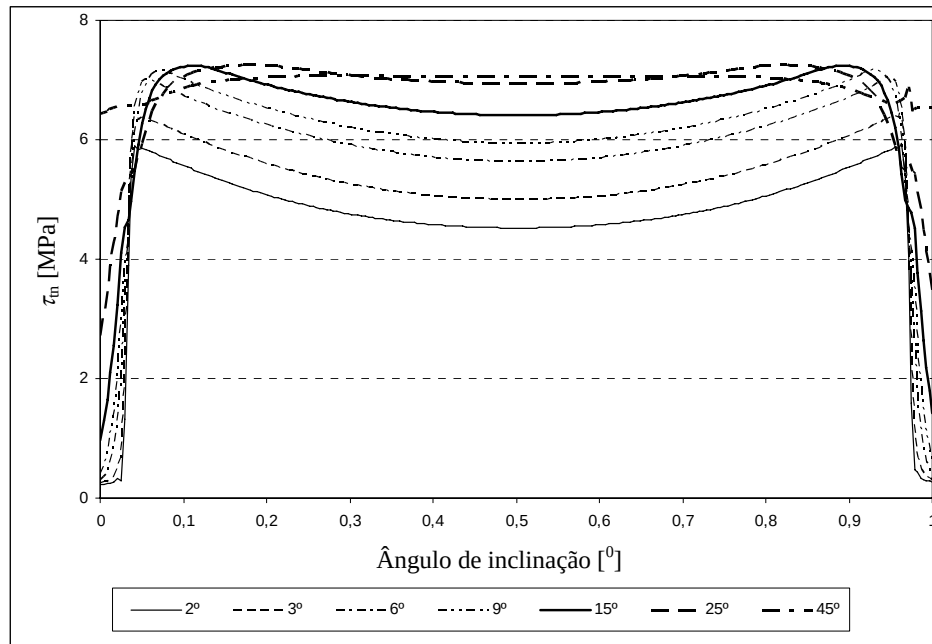


Figura 193 – Distribuição das tensões de corte a meio do adesivo para sete ângulos de inclinação distintos.

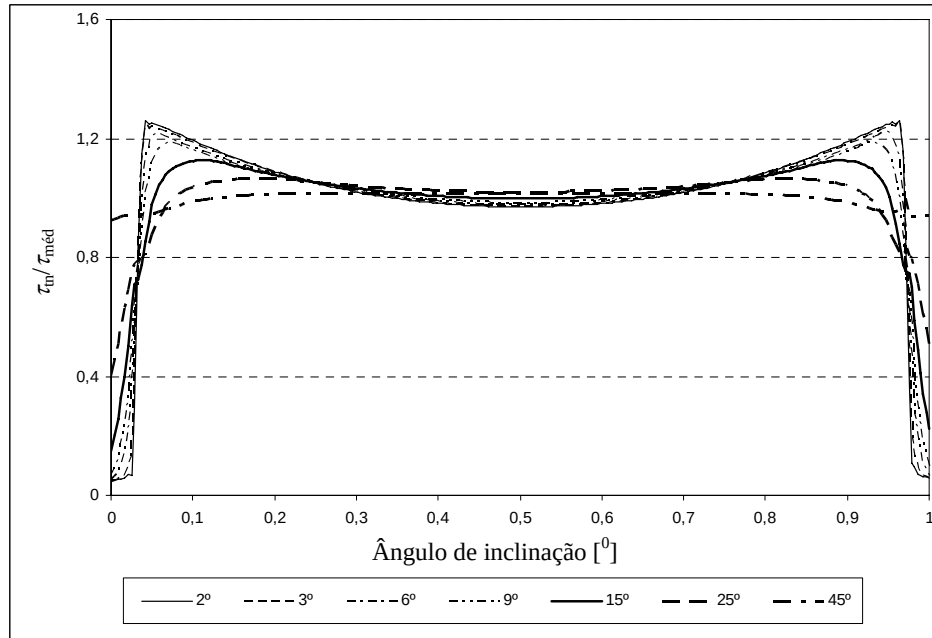


Figura 194 – Distribuição das tensões de corte no adesivo, normalizando as tensões relativamente a $\tau_{méd}$.

A Figura 194 representa as tensões de corte (τ_{in}) normalizadas pela tensão de corte média no adesivo ($\tau_{méd}$). Em todos os casos o rácio $\tau_{in}/\tau_{méd}$ apresenta valores muito próximos da unidade, o que permite concluir que este tipo de reparação, além de apresentar elevada eficiência devido à elevada área de contacto entre a placa

e o remendo, apresenta outro factor concorrente para este facto, sendo ele a quase uniforme distribuição de tensões de corte ao longo de todo o comprimento de ligação. Relativamente ao gradiente de tensões para os vários ângulos de inclinação, este diminui sucessivamente com o aumento do ângulo de inclinação.

A Figura 195 e a Figura 196 representam as distribuições de tensões normais à superfície inclinada ao longo do adesivo. A Figura 195 representa as tensões normais em termos absolutos (σ_n), ao passo que a Figura 196 representa as mesmas tensões normais normalizadas pela tensão de corte média a meio da espessura do adesivo ($\sigma_n / \tau_{méd}$).

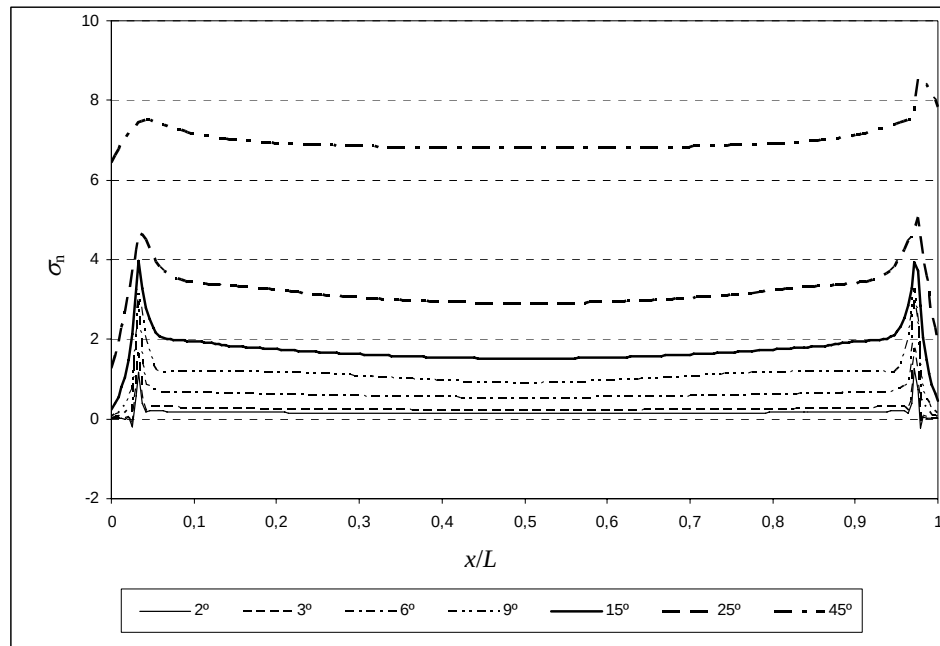


Figura 195 – Distribuição das tensões normais no adesivo para sete ângulos de inclinação distintos.

Observa-se que as tensões normais ao longo do adesivo são de magnitude muito inferior às tensões de corte para valores de ângulo de inclinação reduzidos, sendo da mesma ordem de grandeza destas para valores de ângulo de inclinação superiores. Inclusivamente, para um ângulo de inclinação de 45° , os dois tipos de tensão apresentam magnitude idêntica. Também os picos de tensões normais diminuem à medida que aumenta o ângulo de inclinação.

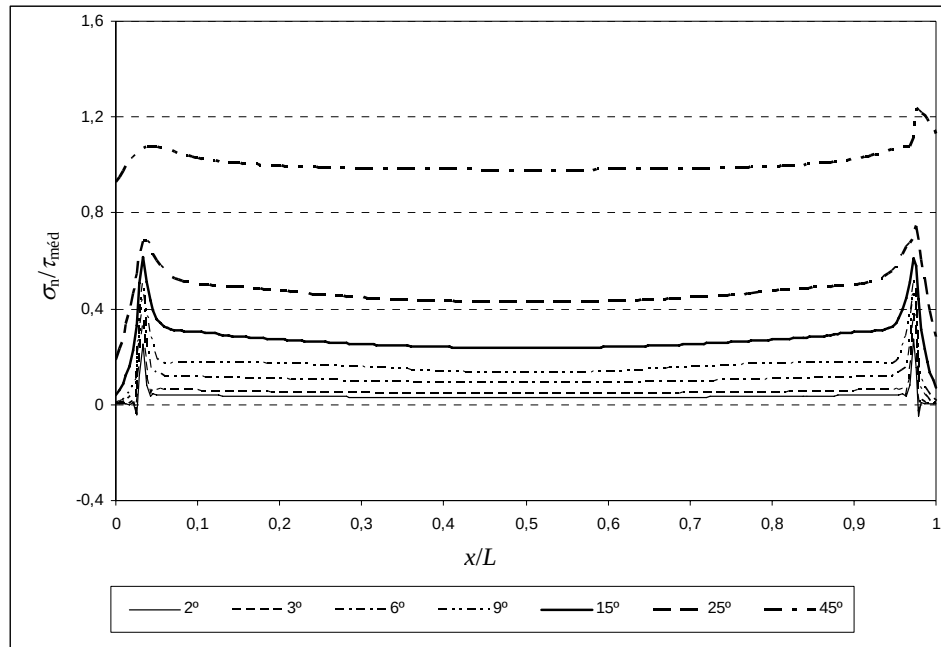


Figura 196 – Distribuição das tensões normais no adesivo para sete ângulos de inclinação distintos.

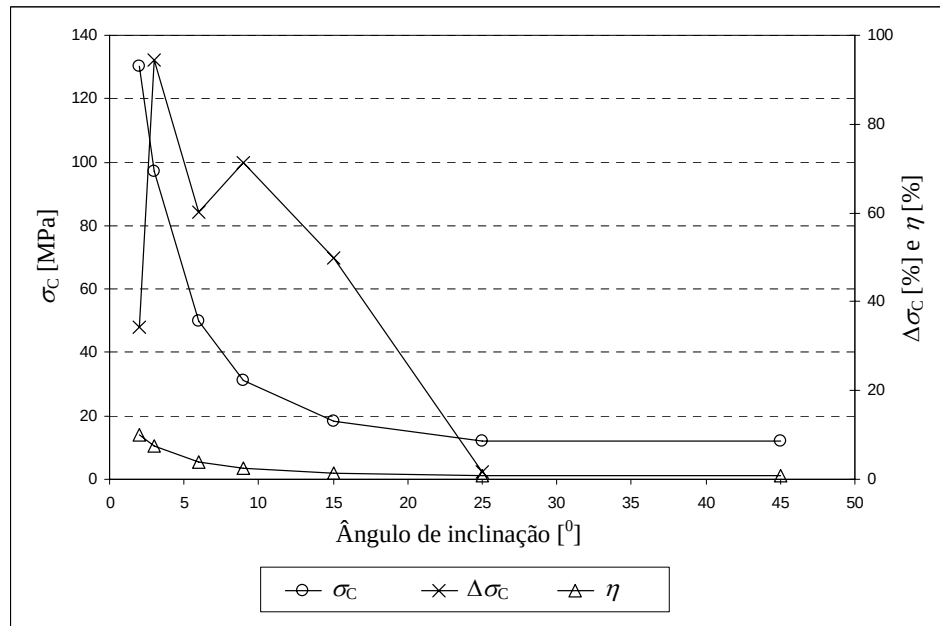


Figura 197 – Comparação entre os vários ângulos de inclinação (colapso elástico).

A Figura 197 pretende resumir as características da junta com reparação por remendo embebido para os vários valores de ângulos de inclinação estudados, considerando colapso elástico, isto é, considerando os valores obtidos no limiar da plastificação do adesivo. São apresentados a tensão remota de colapso (σ_c), a variação percentual na tensão remota de colapso ($\Delta\sigma_c$) e o rendimento da junta como já foi definido anteriormente (η). A variação percentual na tensão remota de colapso, para um dado ângulo de inclinação, representa o aumento

percentual na resistência verificado para esse mesmo ângulo de inclinação, quando comparado com o ângulo imediatamente superior. A Figura 198 representa a mesma situação, considerando colapso plástico.

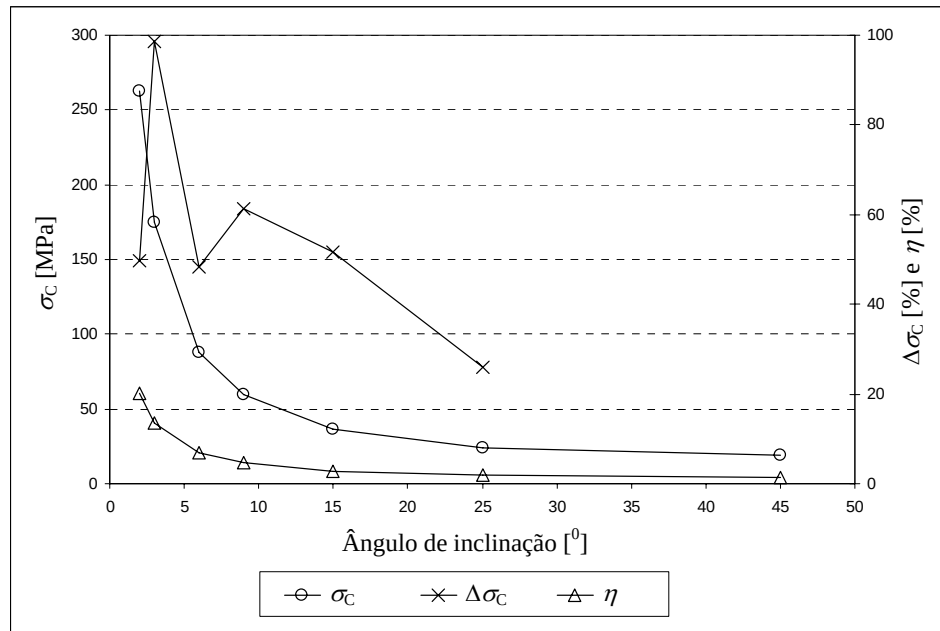


Figura 198 – Comparação entre os vários ângulos de inclinação (colapso plástico).

Desde logo se notam grandes diferenças entre a reparação por remendo embebido e as reparações por sobreposição simples (Figura 125 e Figura 126) e sobreposição dupla (Figura 163 e Figura 165). Observa-se que as tensões remotas de colapso elástico e plástico exibem uma variação desprezável para ângulos de inclinação elevados, aumentando rapidamente para ângulos inferiores a 15°. A tensão remota de colapso é máxima para um ângulo de 2°, apresentando valores de 130 e 260 MPa para colapso elástico e plástico, respectivamente. Considerando as curvas referentes ao rendimento da junta reparada, esta exhibe o mesmo comportamento das anteriores, sendo o rendimento máximo obtido para ângulo de inclinação de 2° e igual a 10 e 20% para colapso elástico e plástico, respectivamente. A variação na tensão remota de colapso é reduzida para valores elevados de ângulo de inclinação, sendo inclusivamente nula ao considerar o colapso elástico de juntas com ângulos de inclinação de 25 a 45°. É superior para ângulos de inclinação reduzidos, atingindo o seu valor máximo ao reduzir o ângulo de 6 para 3°, sendo neste caso o aumento percentual de resistência igual a 95 e 97% para colapso elástico e plástico, pela ordem respectiva.

5.3.3 Espessura do adesivo

Este estudo tem como objectivo avaliar o efeito da alteração da espessura do adesivo no comportamento da junta colada, nomeadamente na distribuição de tensões e deformações. Foram considerados os casos de espessuras de adesivo de 0,1, 0,2 e 0,3 mm. Os resultados apresentados nesta comparação são os gráficos σ_{rem} - δ em função do deslocamento, para juntas com ângulos de inclinação de 2 e 45°.

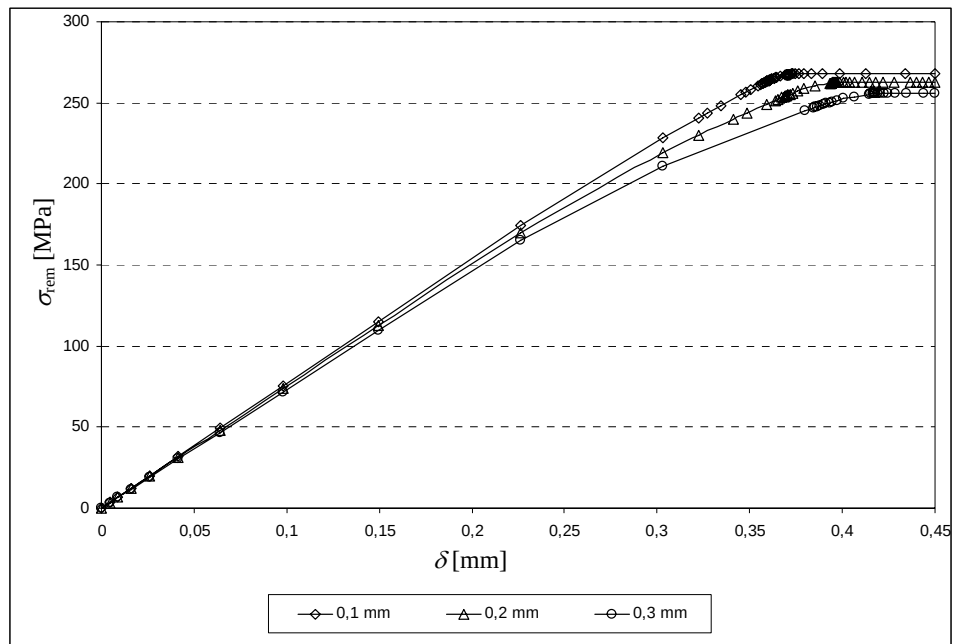


Figura 199 – Evolução da tensão remota com o deslocamento para três espessuras de adesivo (ângulo 2^0).

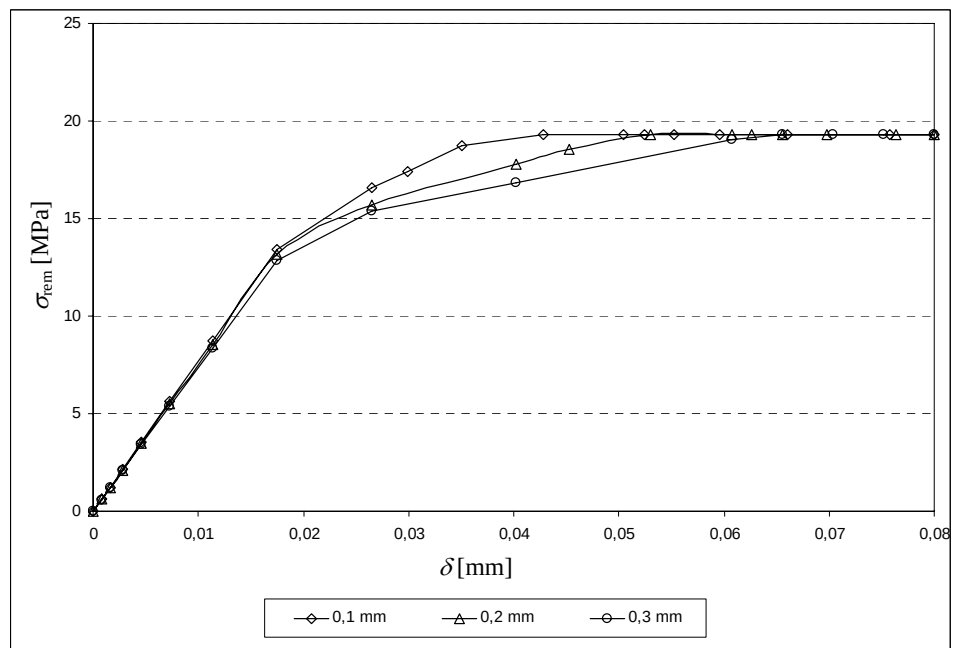


Figura 200 – Evolução da tensão remota com o deslocamento para três espessuras de adesivo (ângulo 45^0).

A Figura 199 permite observar que, para valores reduzidos do ângulo de inclinação (no presente caso de 2^0), a espessura do adesivo tem influência não só na resistência como também na deformação da junta. De facto, o aumento da espessura do adesivo provoca uma ligeira diminuição na tensão remota de colapso. Além deste facto, valores de espessura de adesivo superiores provocam uma maior deformação na junta. Ao analisar a Figura 200, correspondente a um ângulo de inclinação de 45^0 , observa-se que para ângulos de inclinação

elevados a espessura do adesivo não apresenta influência na tensão remota de colapso. No entanto, espessuras de adesivo superiores levam a uma deformação superior, como se tinha verificado para a junta com ângulo de inclinação de 2° . Ao aumentar o ângulo de inclinação a deformação da junta até atingir a rotura diminui drasticamente.

5.3.4 Tensão de cedência ao corte do adesivo

A influência da tensão de cedência ao corte do adesivo é avaliada para juntas com ângulo de inclinação de 2, 3, 6 e 15° . A Figura 201 representa a variação da tensão remota de colapso (σ_c) com a tensão de cedência ao corte do adesivo (τ_{CED}) para ângulos de inclinação de 2 e 3° . São considerados o colapso elástico (CE) e o colapso plástico (CP). A Figura 202 representa a mesma situação, para ângulos de inclinação de 6 e 15° .

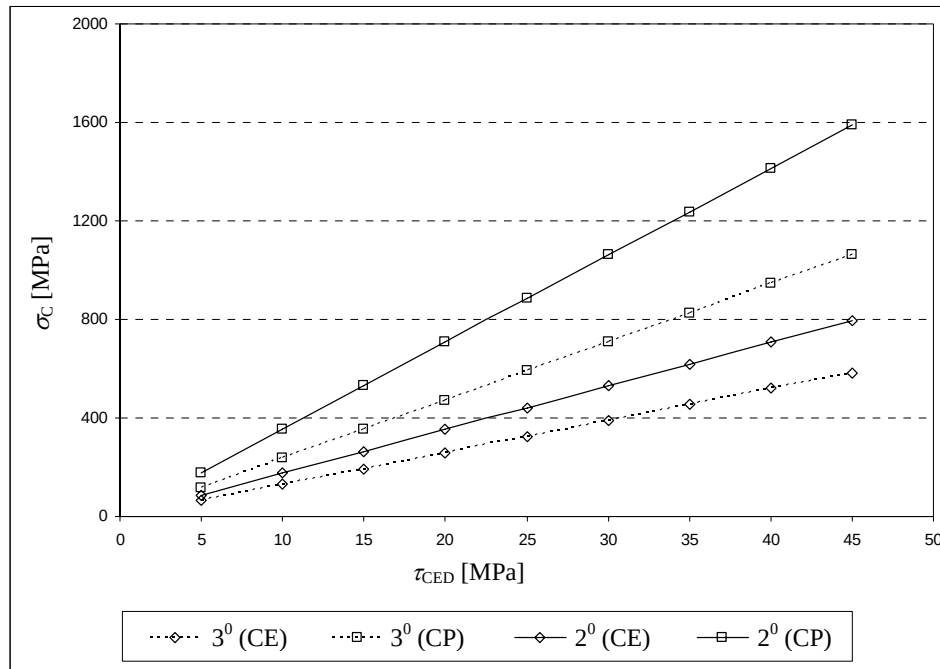


Figura 201 – Valores de σ_c em função de τ_{CED} para ângulos de inclinação de 2 e 3° .

Para os quatro valores de ângulos de inclinação considerados observa-se uma proporcionalidade entre a tensão de remota de colapso da junta com a tensão de cedência ao corte do adesivo, em ambos os casos de colapso elástico e plástico. Para a junta com ângulo de inclinação de 2° observa-se uma resistência plástica superior à de um laminado unidireccional para valores de τ_{CED} superiores a 36 MPa. Para a junta com ângulo de inclinação de 15° os valores de tensão remota de colapso elástico e plástico são relativamente reduzidos, só sendo possível obter bons rendimentos para laminados cuja sequência de empilhamento propicie uma resistência reduzida segundo a direcção da solicitação.

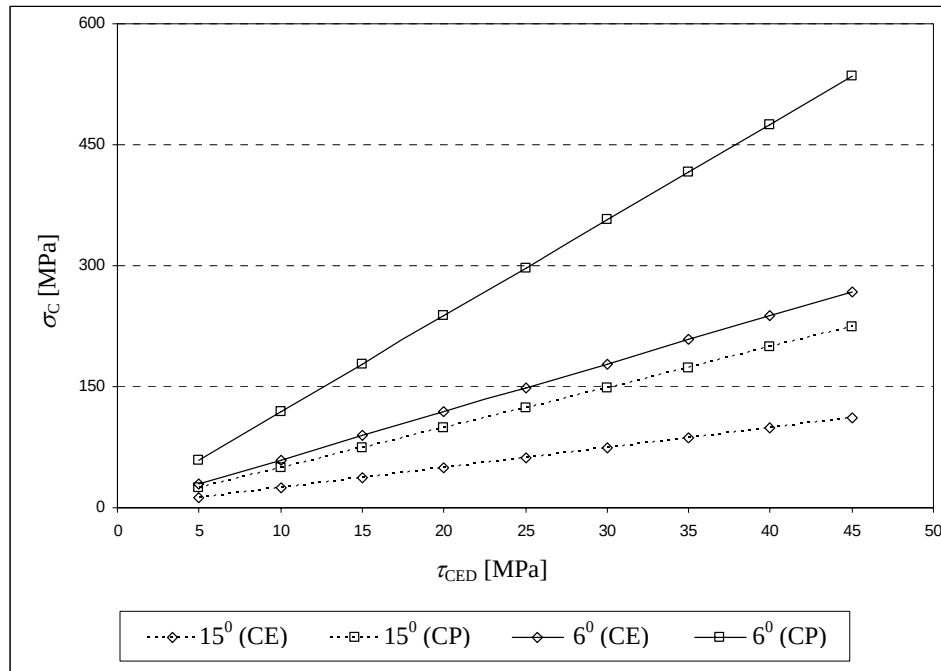


Figura 202 – Valores de σ_c em função de τ_{CED} para ângulos de inclinação de 6 e 15°.

5.3.5 Rendimento da junta

A Figura 203 representa o rendimento da junta reparada com remendo embebido e ângulos de inclinação de 2 e 3°, para sete sequências de empilhamento diferentes. O adesivo utilizado é o adesivo de alta resistência Araldite® 2011, sendo a sequência de empilhamento do remendo (0₃₂). As características do adesivo e as sequências de empilhamento são idênticas às consideradas para os casos anteriores, encontrando-se na Tabela 3. As propriedades geométricas e elásticas para as placas e remendo são idênticas às apresentadas no início deste capítulo. É utilizado o critério de Tsai-Hill para a previsão da resistência dos diferentes laminados. São considerados colapso elástico (CE, correspondente ao início da plastificação) e colapso plástico (CP, correspondente ao valor máximo da carga sustentada). A Figura 204 representa a mesma situação, utilizando ângulos de inclinação do remendo de 6 e 15°.

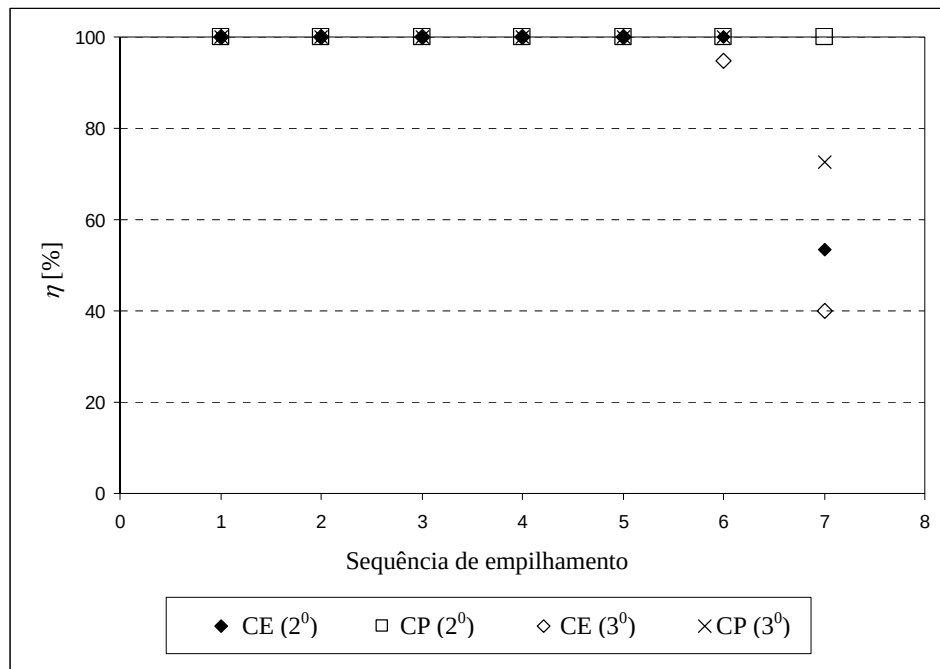


Figura 203 – Rendimento da junta para ângulos de inclinação de 2° e 3° .

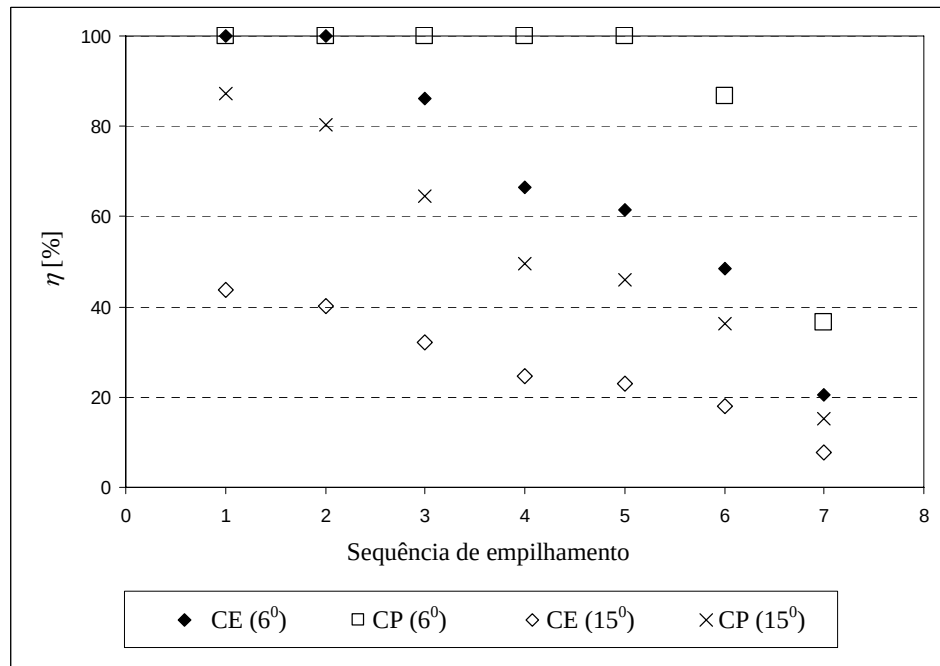


Figura 204 – Rendimento da junta para ângulos de inclinação de 6° e 15° .

Utilizando o adesivo considerado, o rendimento das reparações por remendo embebido é de uma forma geral muito elevado. De facto, para uma junta com ângulo de inclinação de 2° , o rendimento da junta é de 100 % para todas as sequências de empilhamento (considerando colapso plástico), o que significa que a reparação por este método permite obter a restituição total da resistência da placa antes de danificada. Para ângulos de

inclinação superiores, como de 3^0 , o colapso da junta reparada observa-se pelo adesivo para as sequências de empilhamento que propiciam a uma maior resistência segundo a direcção da solicitação. Para a junta com ângulo de inclinação de 15^0 , o rendimento da junta nunca atinge o seu valor máximo, mesmo para as sequências de empilhamento quase-isotrópicas. Este facto significa que a reparação nunca permite a restituição completa da junta antes de ser danificada. A limitação existente nas juntas de sobreposição, onde existia uma forte dependência do rendimento com a espessura da placa (Figura 178), deixa de existir para as juntas de reparação com remendo embebido. Isto porque o aumento da espessura das placas danificadas leva a um aumento proporcional da área de contacto da placa e remendo com o adesivo. Apenas se houver limitação na extensão do remendo é que o aumento da espessura das placas leva a uma diminuição do rendimento, pois neste caso é necessário o aumento do ângulo de inclinação e consequente perda de resistência da junta.

5.4 Comparação entre os vários tipos de reparação

A comparação realizada entre os vários tipos de reparação compreende as juntas de sobreposição simples, sobreposição dupla e com remendo embebido. É efectuada basicamente aos seguintes níveis: tensão remota de colapso (σ_c) e rendimento (η), tensões normais (σ) e tensões de corte (τ). Para o caso das tensões referidas, refere-se que as tensões normais são as tensões existentes numa direcção normal à superfície de contacto entre adesivo e placas, e como tal nas juntas com remendo embebido não correspondem a σ_y mas a σ_n . Da mesma forma, as tensões de corte são medidas tangencialmente à superfície de contacto, que significa que para as juntas com remendo embebido não correspondem a τ_{xy} mas a τ_{tn} .

5.4.1 Tensão remota de colapso e rendimento

A primeira comparação efectuada entre as juntas de sobreposição simples (SS), sobreposição dupla (SD) e com remendo embebido (RE) diz respeito à tensão remota de colapso elástico e rendimento (Figura 205). O eixo das abcissas representa da esquerda para a direita os valores crescentes de comprimento de sobreposição entre 5 e 45 mm (juntas de reparação por sobreposição simples e dupla) e os valores decrescentes de ângulo de inclinação entre 45^0 e 2^0 (juntas de reparação por remendo embebido). A sequência de empilhamento para todos os casos é $[0]_{32}$.

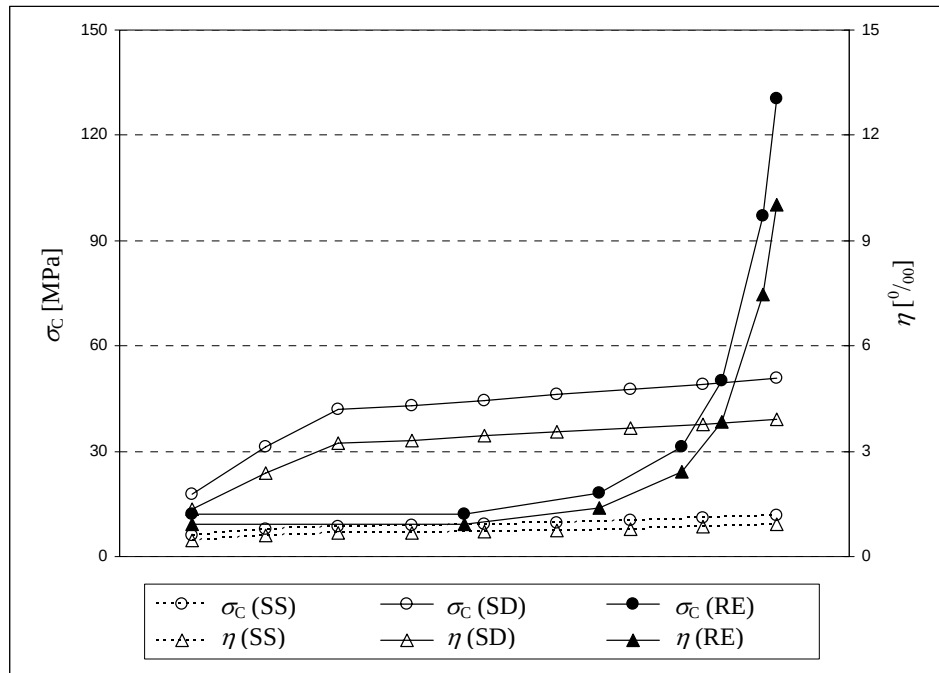


Figura 205 – Comparação entre os vários tipos de reparação (colapso elástico) – σ_c e η .

A diferença entre os dois casos de sobreposição é notória e superior à razão de áreas de corte entre sobreposição simples e dupla (em sobreposição dupla a área resistente de corte é o dobro da existente em sobreposição simples). No entanto, em sobreposição simples, e devido ao fenómeno de flexão existente (Figura 115) observa-se a existência de concentração de tensões de corte altamente localizado na extremidade do comprimento de sobreposição mais próximo do centro da junta (Figura 116), que condiciona assim bastante a resistência elástica da junta. Em ambos os casos verifica-se uma certa dependência da resistência da junta com o comprimento de sobreposição, nomeadamente até um comprimento de sobreposição de 15 mm. Para as propriedades do adesivo consideradas, o rendimento máximo obtido é de cerca de 4% para sobreposição dupla e 1% para sobreposição simples. Para a junta de reparação por remendo embebido observa-se que os valores de σ_c e η são bastante dependentes do ângulo de inclinação, sendo que, para ângulos de 6° ou inferiores é possível igual a resistência elástica da junta de sobreposição dupla com comprimento de sobreposição de 45 mm. De facto, ao considerar uma junta de reparação por remendo embebido com ângulo de inclinação de 6° , observa-se um comprimento de ligação pelo adesivo de 32,5 mm, sendo este valor inferior ao observado de 45 mm para sobreposição dupla para obtenção da mesma resistência. A explicação deste facto reside na distribuição de tensões de corte ao longo do adesivo para as duas configurações de reparação, já que, para a junta reparada por remendo embebido, a distribuição de tensões de corte é mais uniforme. A utilização posterior de um adesivo de alta resistência, sequências de empilhamento com propriedades inferiores segundo a direcção da solicitação (nomeadamente laminados quase isotrópicos) e a consideração de colapso plástico permitirá obter rendimentos bastante superiores. A Figura 206 representa a mesma comparação para os três tipos de configurações de reparações estudadas, mas considerando a tensão de colapso plástico da junta (σ_{CP}).

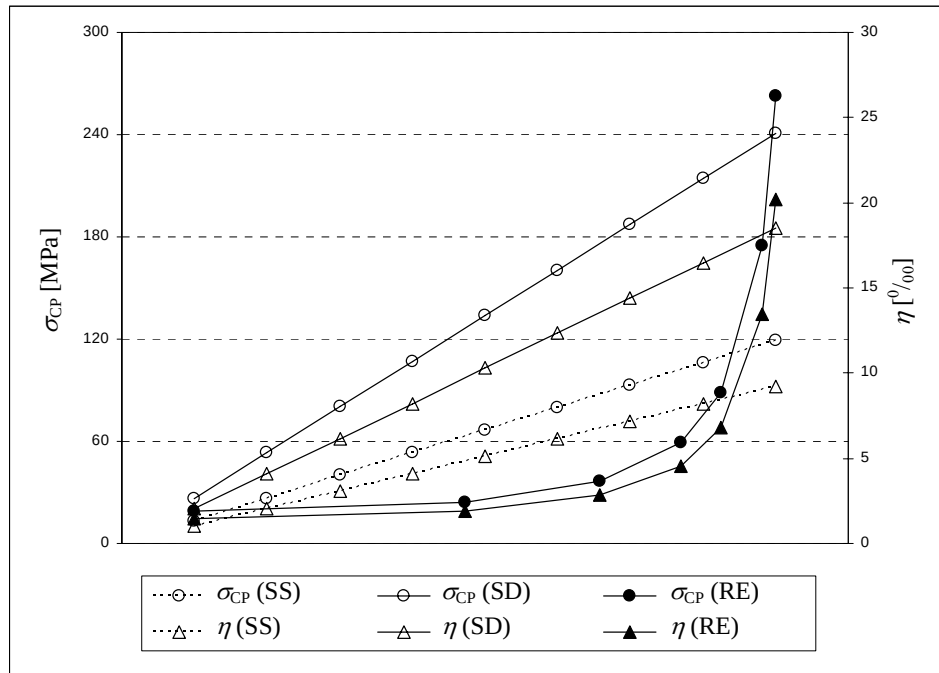


Figura 206 – Comparação entre os vários tipos de reparação (colapso plástico) – σ_{CP} e η .

No presente caso a tensão remota de colapso é o dobro em sobreposição dupla, quando comparada com a sobreposição simples, devido ao facto da área resistente de corte também o ser. Os rendimentos para as juntas de sobreposição simples e dupla atingem os 9 e 18%, pela respectiva ordem, utilizando um comprimento de sobreposição de 45 mm. No que concerne às juntas de reparação por remendo embebido, estas apresentam valores de resistência superiores aos da junta de reparação por sobreposição dupla com 45 mm de comprimento de sobreposição, apenas para um ângulo de inclinação de 2° . Neste caso, o rendimento da junta atinge os 20%.

5.4.2 Tensões normais

Refere-se que os valores de tensões normais apresentados dizem respeito às tensões σ_y para as juntas de sobreposição e tensões σ_n para as juntas com remendo embebido, no sentido de obter em todos os casos as tensões de corte tangentes às superfícies às quais o adesivo é ligado. As tensões normais constituem outra diferença de relevo nas configurações de junta estudadas, pois ao passo que em sobreposição simples se observam dois picos de tracção em ambas as extremidades, em sobreposição dupla, e devido à inexistência do fenómeno de flexão que se observa na sobreposição simples, o pico de tensões normais segundo y de tracção na extremidade mais próxima do centro da junta deixa de ser de tracção, passando assim a ser de compressão (Figura 207). Este facto justifica a menor probabilidade de ocorrência de delaminagens em sobreposição dupla, ao contrário do que acontece em sobreposição simples. Para remendo embebido com ângulo de inclinação de 2° , observam-se picos de tensões normais nas duas extremidades do adesivo. Todavia o seu valor é bem inferior aos picos verificados nos outros tipos de juntas.

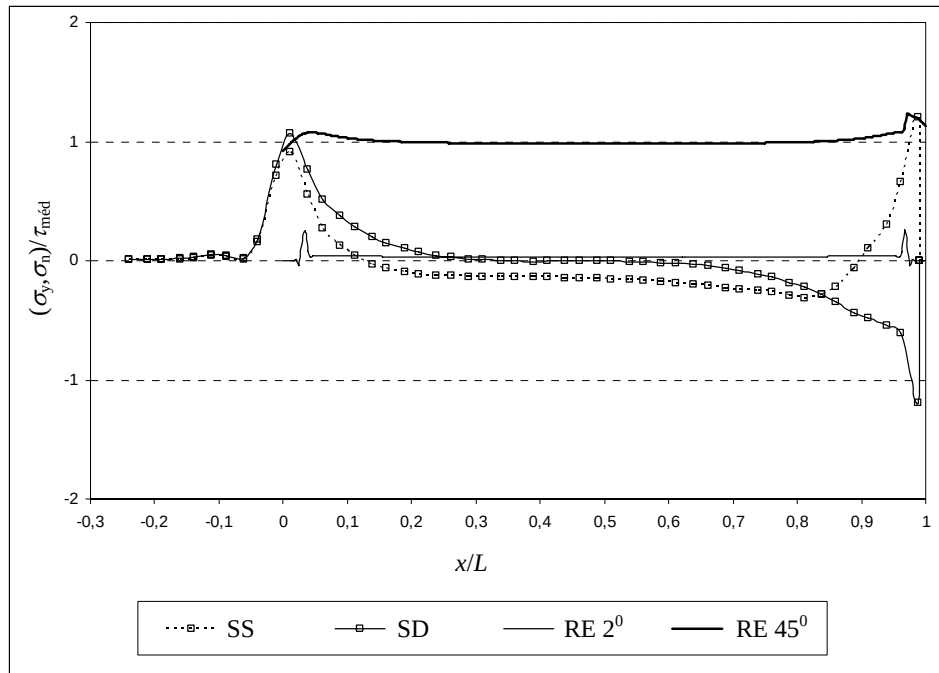
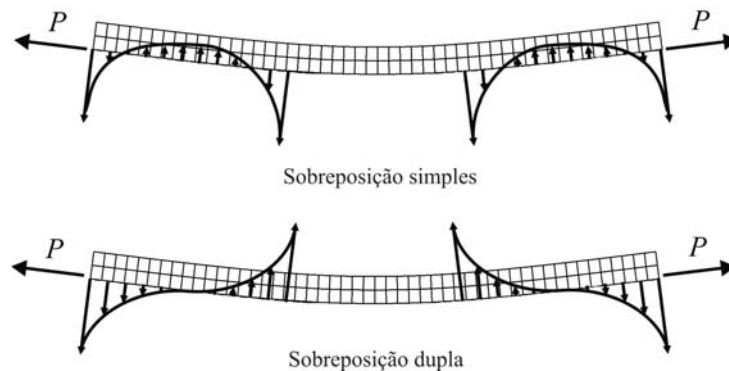


Figura 207 – Comparação das tensões segundo a espessura para os três tipos de reparação.

Observa-se também que as tensões normais no remendo são inferiores em sobreposição dupla. Este facto é à primeira vista inexplicável, pois para um dado comprimento de sobreposição as forças de ligação entre as placas e os remendos são exactamente iguais; no entanto no caso de sobreposição dupla há que considerar que a deformação dos dois remendos é restringida pelo facto das placas não apresentarem deflexão vertical, e este facto origina uma distribuição de tensões normais segundo y que provoca um momento-flector de sentido oposto ao inicialmente gerado devido às forças de ligação, o que diminui as tensões normais segundo y . Este facto é exemplificado na Figura 208.


 Figura 208 – Tensões normais segundo y para sobreposição simples e dupla.

Observando as distribuições de tensões para as juntas de reparação por remendo embebido, nota-se que, para ângulos de inclinação reduzidos (por exemplo 2°) as tensões normais são em primeiro lugar de magnitude muito inferior à tensão de corte média. Por outro lado, observam-se picos destas tensões a uma distância

reduzida das duas extremidades do comprimento de ligação entre a placa e o remendo. As tensões normais aumentam à medida que o ângulo de inclinação aumenta. De facto, observando a curva característica para uma junta com ângulo de inclinação de 45^0 , observa-se que as tensões normais não só são aproximadamente da mesma ordem de grandeza da tensão de corte média, como também são aproximadamente uniformes ao longo de todo o comprimento de ligação.

5.4.3 Tensões de corte

A última comparação efectuada entre os três tipos de reparações estudados diz respeito às tensões de corte desenvolvidas ao longo do comprimento de ligação a meio do adesivo (Figura 209).

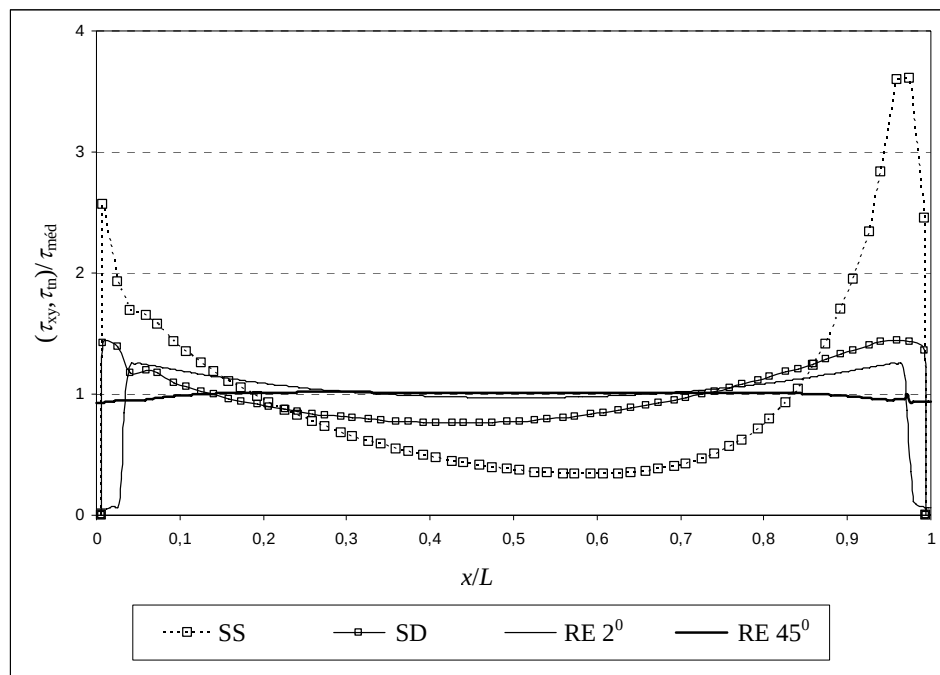


Figura 209 – Comparação das tensões de corte para os três tipos de reparação.

As distribuições de tensões de corte são algo semelhantes nos dois casos de sobreposição, embora para a junta de reparação por sobreposição simples a tensão nos pontos intermédios da área de corte seja inferior à verificada para sobreposição dupla. Por outro lado, os picos de tensões de corte em sobreposição simples são bastante superiores aos observados para sobreposição dupla. Para as juntas de reparação por remendo embebidado, as distribuições de tensões de corte são mais uniformes. Para ângulos reduzidos observa-se uma zona em ambas as extremidades do comprimento de ligação em que as tensões de corte são aproximadamente nulas. Esta zona tende a desaparecer à medida que o ângulo de inclinação aumenta, desaparecendo completamente para um ângulo de inclinação de 45^0 . Além deste facto, para um ângulo de inclinação de 45^0 , deixam de existir os picos de tensões nas proximidades das extremidades do comprimento de ligação, passando a zona central a ser a zona mais solicitada.

5.4.4 Rigidez do remendo

A influência da rigidez do remendo na resistência da junta provou ser similar para os dois tipos de configuração de junta estudados. Em sobreposição simples (Figura 137) o aumento da rigidez do remendo, induzido pelo aumento de espessura t_R , provoca um acréscimo do pico de tensões normais segundo y mais próximo do centro da junta, propiciando assim a delaminagem. Em sobreposição dupla (Figura 168) o mesmo aumento provoca um acréscimo do pico de tensões normais segundo y de tracção na extremidade do comprimento de sobreposição mais afastada do centro da junta, aumentando assim o risco de delaminagem. Assim, em ambos os casos o aumento da espessura do remendo é prejudicial a partir de determinado valor.

6 ANÁLISE NUMÉRICA DA RESISTÊNCIA DE REPARAÇÕES

Este capítulo é dedicado ao estudo da resistência de juntas reparadas recorrendo a elementos finitos de interface e a um modelo de dano progressivo em modo misto. A formulação destes elementos desenvolvidos por (de Moura *et al.* 2000) é apresentada de uma forma sucinta. O objectivo é averiguar em que condições ocorrem cada um dos tipos de roturas possíveis nestas juntas, nomeadamente rotura adesiva, coesiva, delaminagem, entre outros.

6.1 Modelo de dano

Para avaliar a resistência das juntas reparadas foi utilizado um modelo de dano apresentado em (de Moura *et al.* 2000), que será brevemente descrito neste texto. Trata-se de um modelo coesivo baseado em elementos de interface de seis nós e espessura nula, compatíveis com os elementos bidimensionais de oito nós do ABAQUS®. O modelo de dano apresenta duas versões distintas: modo puro e modo misto. Considerando o modelo de modo puro (I, II ou III), a equação constitutiva pode ser definida de duas formas distintas. Antes da ocorrência de dano tem-se (Figura 210)

$$\sigma = \mathbf{D}\delta \quad (9)$$

onde $\mathbf{D}$ representa a matriz diagonal que contém os parâmetros de penalidade. Após se atingir a tensão limite do material ($\sigma_{u,i}$) ocorre um processo de amaciamento de tensões em função dos deslocamentos relativos e que se traduz por

$$\sigma = (\mathbf{I} - \mathbf{E})\mathbf{D}\delta \quad (10)$$

onde $\mathbf{I}$ representa a matriz de identidade e $\mathbf{E}$ uma matriz diagonal contendo os parâmetros de dano

$$e_i = \frac{\delta_{u,i}(\delta_i - \delta_{o,i})}{\delta_i(\delta_{u,i} - \delta_{o,i})} \quad (11)$$

sendo $\delta_{o,i}$ o deslocamento correspondente ao início do dano. Em carregamento de modo puro, a resistência ao longo das outras direcções é abruptamente anulada. O deslocamento relativo máximo $\delta_{u,i}$ para o qual a rotura completa ocorre, é obtido igualando a área circunscrita à curva de amaciamento à respectiva taxa crítica de libertação de energia de fractura

$$G_{ic} = \frac{1}{2} \sigma_{u,i} \delta_{u,i} . \quad (12)$$

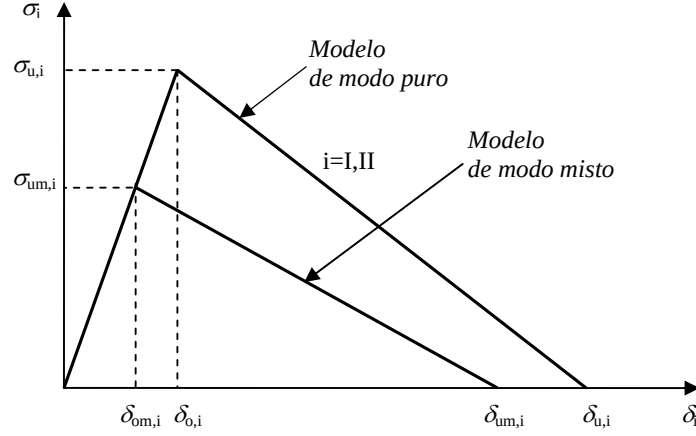


Figura 210 – Modelo coesivo de dano (de Moura et al. 2000).

Em juntas adesivas é mais provável a rotura acontecer sob carregamento em modo misto (I,II). Neste caso, o início do dano pode ser calculado recorrendo a um critério quadrático de tensões

$$\begin{cases} \left(\frac{\sigma_I}{\sigma_{u,I}} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_{II}}{\sigma_{u,II}} \right)^2 = 1 & \text{se } \sigma_I \geq 0 \\ \sigma_{II} = \sigma_{u,II} & \text{se } \sigma_I \leq 0 \end{cases} \quad (13)$$

onde é assumido que tensões normais compressivas não induzem dano e $\sigma_{u,I}$ e $\sigma_{u,II}$ representam as tensões limite em modo I e II, respectivamente. Definindo um deslocamento equivalente em modo misto

$$\delta_e = \sqrt{\delta_I^2 + \delta_{II}^2} \quad (14)$$

e um rácio de modo misto

$$\beta = \frac{\delta_{II}}{\delta_I} \quad (15)$$

e considerando as equações (9) e (13) tem-se que

$$\left(\frac{\delta_{om,I}}{\delta_{o,I}}\right)^2 + \left(\frac{\delta_{om,II}}{\delta_{o,II}}\right)^2 = 1 \quad (16)$$

onde $\delta_{om,i}$ são os deslocamentos relativos no início do dano, correspondendo às tensões críticas na interface $\sigma_{um,i}$ (Figura 210). Combinando as equações (14), (15) e (16) os valores de $\delta_{om,i}$ são facilmente obtidos

$$\delta_{om,I} = \frac{\delta_{o,I} \delta_{o,II}}{\sqrt{\delta_{o,II}^2 + \beta^2 \delta_{o,I}^2}} \quad ; \quad \delta_{om,II} = \frac{\beta \delta_{o,I} \delta_{o,II}}{\sqrt{\delta_{o,II}^2 + \beta^2 \delta_{o,I}^2}} \quad (17)$$

A propagação do dano em modo misto é simulada considerando o critério energético linear

$$\frac{G_I}{G_{IC}} + \frac{G_{II}}{G_{IIC}} = 1 \quad (18)$$

A energia libertada em cada modo após colapso completo pode ser obtida pela área do menor triângulo da Figura 210

$$G_i = \frac{1}{2} \sigma_{um,i} \delta_{um,i} \quad (19)$$

sendo $\delta_{um,i}$ (i=I, II) o deslocamento relativo em cada direcção para o qual o colapso tem lugar. Combinando as equações (9), (12), (14), (15) e (18) pode-se obter

$$\delta_{um,I} = \frac{\sqrt{1 + \beta^2}}{\delta_{o,e} \left((\delta_{o,I} \delta_{u,I})^{-1} + \beta^2 (\delta_{o,II} \delta_{u,II})^{-1} \right)} \quad (20)$$

e, consequentemente, $\delta_{um,II}$ considerando a equação (15). Os valores de $\delta_{um,i}$ e $\delta_{om,i}$ são introduzidos na equação (11), em vez de $\delta_{o,i}$ e $\delta_{u,i}$, estabelecendo assim o parâmetro de dano para cada modo.

6.2 Simulação de rotura em juntas CFRP

Este sub-capítulo é dedicado à simulação de rotura de juntas reparadas em compósito utilizando elementos de interface, que simulam a descoesão entre elementos sólidos. Pretende-se averiguar em que condições se verifica rotura adesiva, coesiva ou por delaminação entre camadas de compósito. É prática industrial afirmar que as roturas adesivas só ocorrem devido a má preparação das superfícies. De facto existem

diversos procedimentos experimentais (lixagem, ataque químico, entre outros) que aumentam a adesão entre o adesivo e o substrato. Todavia, resultados de (Gonçalves *et al.* 2002) demonstram a existência de concentração de tensões nas interfaces relativamente ao plano médio do adesivo. Os mesmos autores num trabalho posterior (Gonçalves *et al.* 2003) observaram em juntas coladas de alumínio/epóxico rotura coesiva junto das interfaces e não no plano médio do adesivo, o que se justifica pela referida concentração de tensões. Assim, neste trabalho designar-se-á por rotura adesiva a rotura que ocorre junto às interfaces embora possa ocorrer no adesivo. São estudados os casos de juntas de reparação por sobreposição simples, por sobreposição dupla e por utilização de remendo embebido.

6.2.1 Simulação de rotura em juntas de sobreposição simples

Em sobreposição simples foi considerado um compósito cujas placas base apresentam a sequência de empilhamento $(0_2, 90_2)_s$ e o remendo (0_4) . O objectivo da escolha da sequência de empilhamento referida é o de simular a rotura interlaminar entre camadas diferentemente orientadas, típica destas situações. As dimensões consideradas são as seguintes: um comprimento das placas de 30 mm, uma espessura de 1 mm, um comprimento de sobreposição de 10 mm e uma largura de 15 mm. A colocação dos elementos de interface é apresentada na Figura 211. São colocados elementos finitos de interface nas interfaces adesivo/placas e adesivo/remendo, a meio do adesivo, entre as camadas adjacentes diferentemente orientadas e entre as duas camadas orientadas a 0° mais próximas do adesivo.

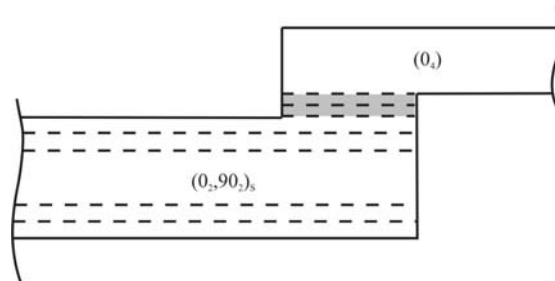


Figura 211 – Elementos finitos de interface utilizados.

Para as juntas de sobreposição simples e dupla, são considerados os seguintes casos para definição do modo de rotura, no que respeita às propriedades mecânicas ($\sigma_{u,I}$ e $\sigma_{u,II}$) e de fractura (G_{IC} e G_{IIC}):

1. Propriedades iniciais mecânicas e de fractura, definidas com base na evidência experimental,
2. Redução de todas as propriedades a meio do adesivo e nas interfaces intercamadas,
3. Redução das propriedades mecânicas a meio do adesivo e nas interfaces intercamadas,
4. Redução das propriedades de fractura a meio do adesivo e nas interfaces intercamadas,
5. Redução das propriedades apenas nas interfaces intercamadas, para simulação de rotura entre camadas.

Inicialmente, foram consideradas propriedades mecânicas e de fractura idênticas para o adesivo e para as interfaces entre camadas e entre as placas e o adesivo: $G_{IC}=0,3$ N/mm, $G_{IIC}=0,6$ N/mm, $\sigma_{u,I}=\sigma_{u,II}=40$ MPa. O

objectivo é verificar as condições conducentes a uma rotura adesiva, coesiva ou por delaminagem entre camadas adjacentes. Nas condições apresentadas, observou-se uma rotura adesiva, isto é, rotura que se inicia junto das interfaces placas/adesivo e adesivo/remendo (Figura 212). As figuras apresentadas ao longo do capítulo evidenciam as tensões normais segundo x .

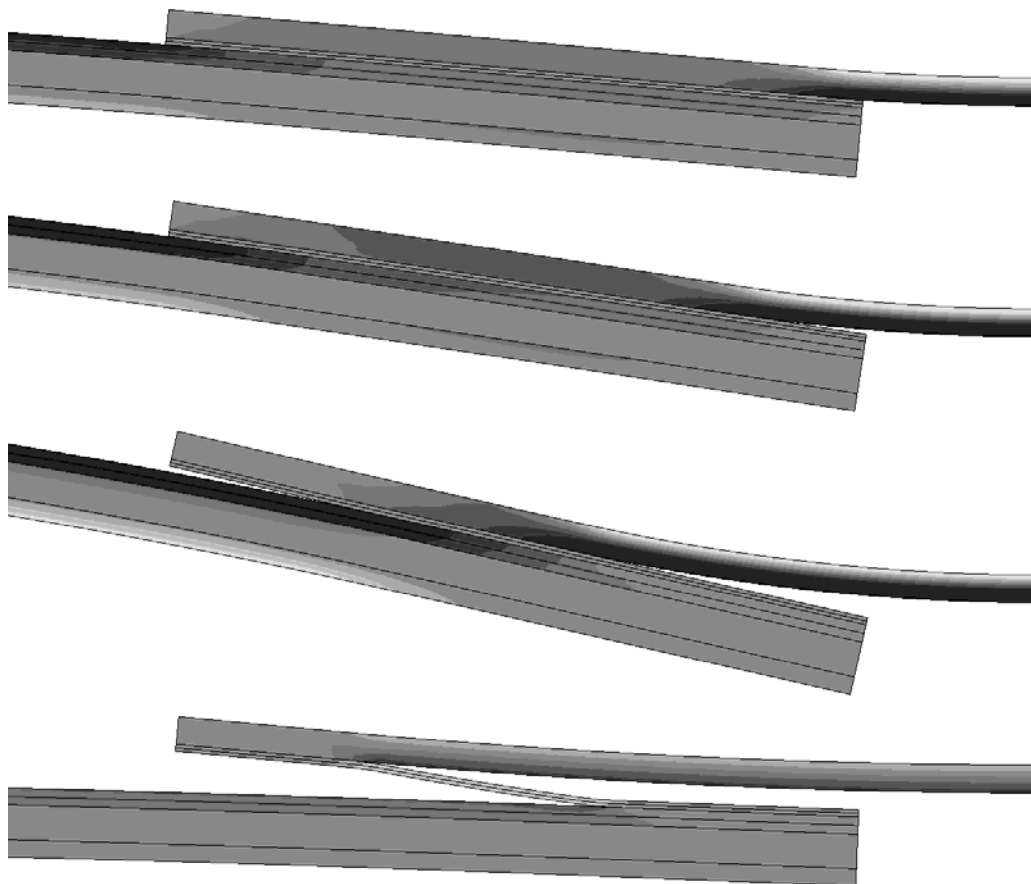


Figura 212 – Rotura adesiva de uma junta em sobreposição simples.

A diminuição simultânea de todas as propriedades do adesivo e interlaminares leva a uma rotura coesiva para $G_{IC}=0,27$ N/mm, $G_{IIC}=0,54$ N/mm, $\sigma_{u,I}=\sigma_{u,II}=36$ MPa, isto é, valores iguais a 90% ou inferiores às propriedades das interfaces placas/adesivo e adesivo/remendo (Figura 213).

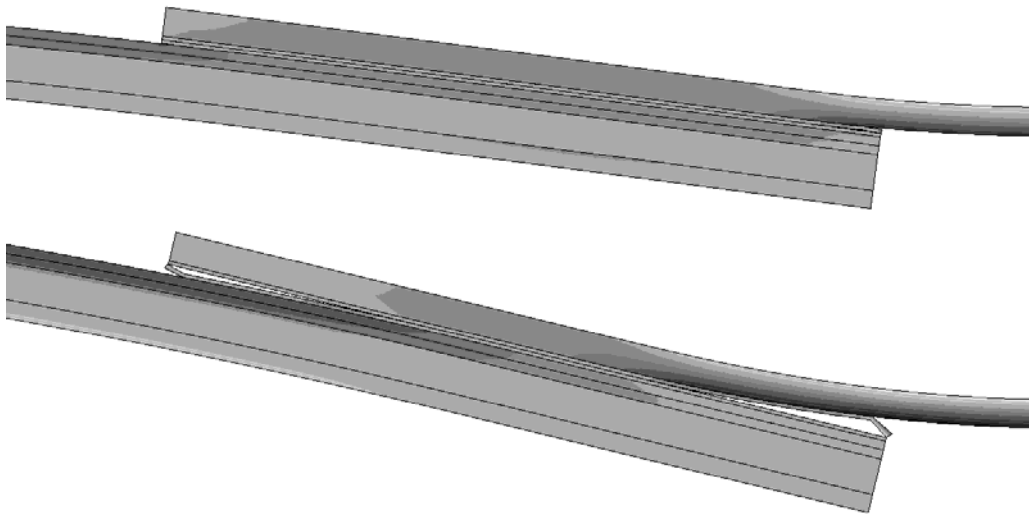


Figura 213 – Rotura coesiva de uma junta em sobreposição simples.

Reduzindo gradualmente as propriedades de resistência do adesivo e interlaminares, observou-se uma rotura coesiva para $\sigma_{u,I}=\sigma_{u,II}=32$ MPa, isto é, valores iguais a 80% ou inferiores às propriedades das interfaces placas/adesivo e adesivo/remendo. Ao reduzir as propriedades de fractura do adesivo e interlaminares obtém-se uma rotura coesiva para $G_{IC}=0,15$ N/mm, $G_{IIC}=0,3$ N/mm, isto é, para propriedades de fractura iguais ou inferiores em 50% relativamente às propriedades das interfaces placas/adesivo e adesivo/remendo. Comparando os casos acima descritos, observa-se que as propriedades mecânicas das interfaces apresentam maior relevância no modo de rotura do que as propriedades de fractura.

As propriedades mecânicas e de fractura apenas nas interfaces intercamadas foram gradualmente reduzidas no sentido de identificar os valores conducentes a uma rotura por delaminação. Verificou-se que mesmo considerando valores extremamente baixos ($G_{IC}=0,1$ N/mm, $G_{IIC}=0,2$ N/mm, $\sigma_{u,I}=\sigma_{u,II}=6$ MPa) a rotura continua a ocorrer junto das interfaces placas/adesivo e adesivo/placas, embora alguns pontos localizados na interface entre as duas camadas da placa base mais próximas do adesivo atinjam a zona de amaciamento. Reduzindo separadamente as propriedades mecânicas e de fractura levou ao mesmo resultado. A Tabela 4 apresenta um resumo dos diferentes modos de rotura observados nas juntas de sobreposição simples, bem como as propriedades conducentes a esse modo de rotura.

Tabela 4 – Quadro resumo para a sequência de empilhamento $(0_2,90_2)_S$.

Redução de propriedades	Propriedades	% de redução	Rotura
Todas	Iniciais	-	Adesiva
Meio do adesivo e interlaminares	G_{IC} , G_{IIC} , $\sigma_{u,I}$, $\sigma_{u,II}$	<90	Coesiva
Meio do adesivo e interlaminares	$\sigma_{u,I}$, $\sigma_{u,II}$	<80	Coesiva
Meio do adesivo e interlaminares	G_{IC} , G_{IIC}	<50	Coesiva
Interlaminares	G_{IC} , G_{IIC} , $\sigma_{u,I}$, $\sigma_{u,II}$	>10	Adesiva
Interlaminares	$\sigma_{u,I}$, $\sigma_{u,II}$	>10	Adesiva
Interlaminares	G_{IC} , G_{IIC}	>10	Adesiva

Também foi simulada por elementos finitos de interface a reparação de um laminado $(90_2, 0_2)_S$, com as camadas exteriores não orientadas com a solicitação aplicada, por sobreposição simples e dupla. Neste caso, um modo de rotura adicional pode ser observado: rotura intralaminar da matriz da camada exterior e crescimento da fenda entre esta camada e a adjacente. Para simular esta situação, é utilizado um elemento de interface extra (Figura 214). Em ambos os casos são reduzidas apenas as propriedades de resistência, com o objectivo de simular a rotura intralaminar. Para as propriedades iniciais consideradas, observa-se uma rotura adesiva (Figura 215).

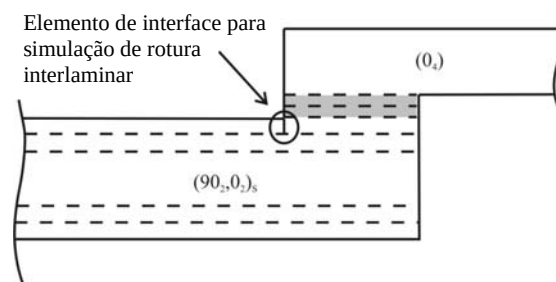


Figura 214 – Elementos finitos de interface utilizados.

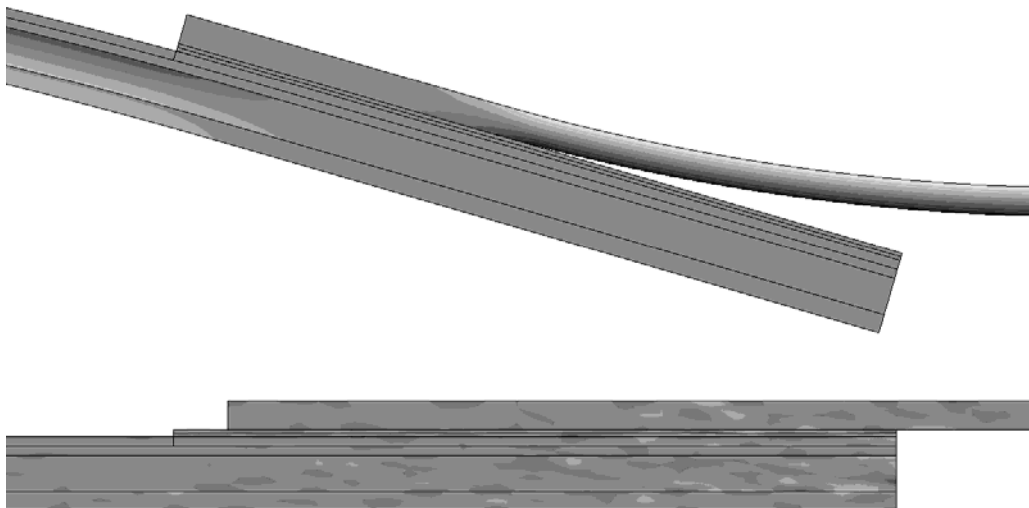


Figura 215 – Rotura adesiva de uma junta em sobreposição simples.

Reduzindo para $\sigma_{u,I} = \sigma_{u,II} = 32,5$ MPa (81,25% das propriedades do adesivo e das interfaces placas/adesivo e adesivo/remendo) as propriedades de resistência a meio da espessura do adesivo, interlaminares e intralaminares, observa-se uma rotura coesiva da junta (Figura 222).

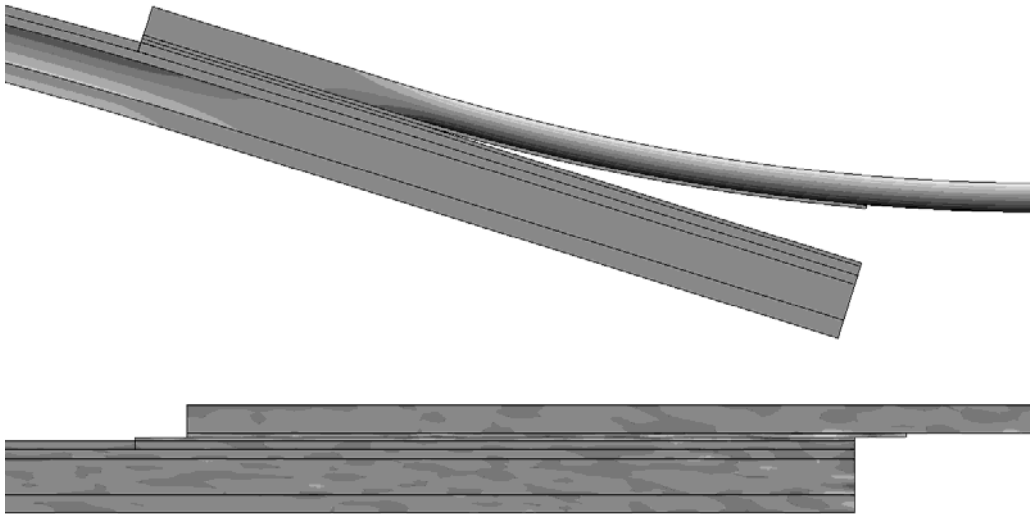


Figura 216 – Rotura coesiva de uma junta em sobreposição simples.

Reduzindo as propriedades de resistência interlaminares e intralaminares das camadas para 16 MPa (40% das propriedades do adesivo e das interfaces placas/adesivo e adesivo/remendo) é observada uma rotura intralaminar com rotura da matriz da camada exterior a 90^0 , induzindo delaminação entre as duas camadas mais exteriores.

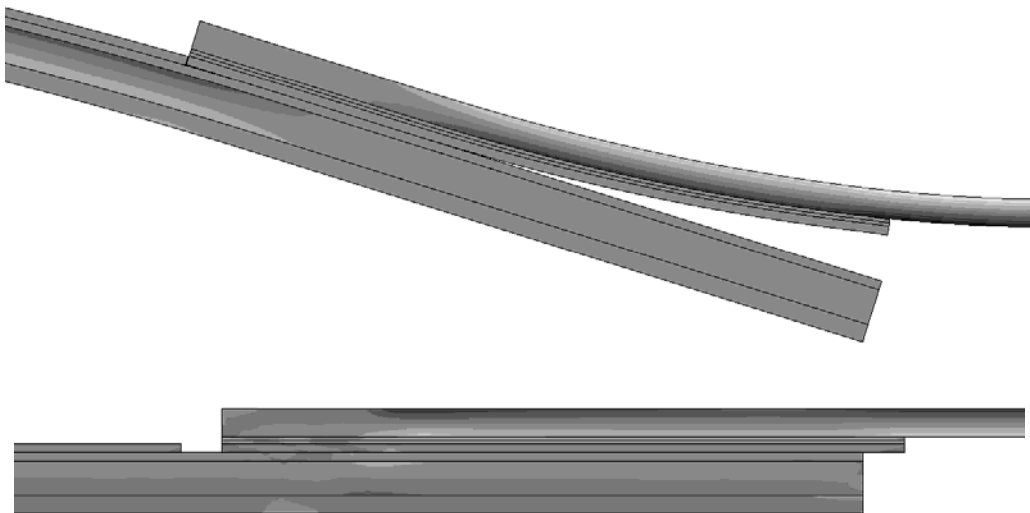


Figura 217 – Rotura intralaminar de uma junta em sobreposição simples.

A Tabela 5 apresenta um resumo idêntico ao anterior para a junta de sobreposição simples com sequência de empilhamento das placas $(90_2, 0_2)_S$.

Tabela 5 – Quadro resumo para a sequência de empilhamento $(90_2, 0_2)_S$.

<i>Redução de propriedades</i>	<i>Propriedades</i>	<i>% de redução</i>	<i>Rotura</i>
Todas	Iniciais	-	Adesiva
Meio do adesivo, inter e intralaminares	$\sigma_{u,I}$, $\sigma_{u,II}$	<81,25%	Coesiva
Inter e intralaminares	$\sigma_{u,I}$, $\sigma_{u,II}$	<40	Intralaminar

6.2.2 Simulação de rotura em juntas de sobreposição dupla

Em sobreposição dupla foi considerado em primeiro lugar um compósito $(0_2, 90_2)_S$ com as seguintes dimensões: um comprimento de 30 mm, uma espessura de 1 mm, um comprimento de sobreposição de 10 mm e uma largura de 15 mm. Utilizaram-se condições de simetria restringindo segundo a direcção y todos os nós pertencentes ao plano médio do compósito. Em primeiro lugar foram consideradas as mesmas condições iniciais da alínea anterior, tendo-se verificado a rotura pelo adesivo, como se mostra na Figura 218.

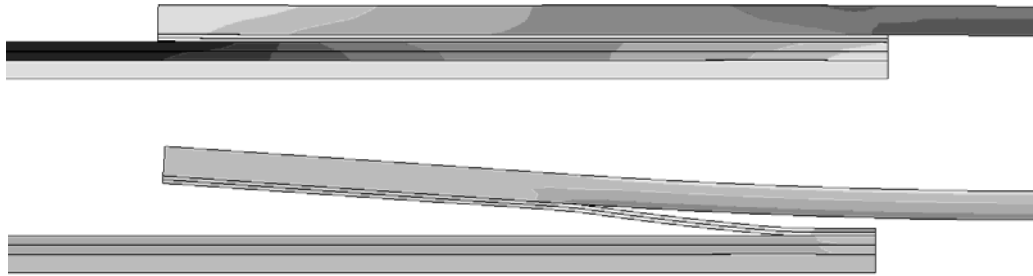


Figura 218 – Rotura adesiva de uma junta em sobreposição dupla.

Foi simulada uma rotura coesiva (Figura 219) reduzindo as propriedades de resistência e de fractura do adesivo e interlaminares para $G_{IC}=0,29625$ N/mm, $G_{IIC}=0,5925$ N/mm, $\sigma_{u,I}=\sigma_{u,II}=39,5$ MPa, isto é, 98,75% das propriedades iniciais. Como tal, é possível concluir que, em juntas de sobreposição dupla onde as propriedades do adesivo e das interfaces placas/adesivo e adesivo/remendo são idênticas, a rotura pode acontecer em ambas as localizações, embora mais provavelmente nas referidas interfaces. Diminuindo apenas as propriedades de resistência do adesivo e interlaminares, obtém-se uma rotura coesiva para $\sigma_{u,I}=\sigma_{u,II}=39,5$ MPa, isto é, 98,75% das propriedades iniciais. Reduzindo apenas as propriedades de fractura, observa-se uma rotura coesiva para $G_{IC}=0,2775$ N/mm, $G_{IIC}=0,555$ N/mm, ou seja, 92,5% das propriedades iniciais. Conclui-se assim que, em juntas reparadas de sobreposição dupla, a influência das propriedades de resistência no modo de rotura é superior à influência das propriedades de fractura.

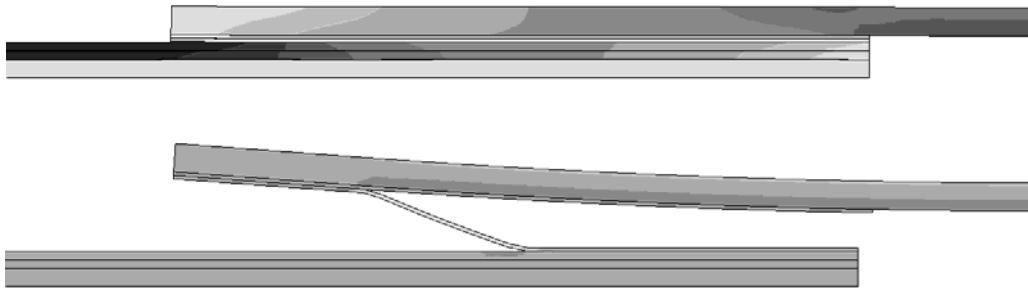


Figura 219 – Rotura coesiva de uma junta em sobreposição dupla.

Para definir as condições conducentes a uma rotura interlaminar entre camadas adjacentes das placas base, foram reduzidas as propriedades de resistência e de fractura apenas nas interfaces intercamadas. Foi obtida uma rotura interlaminar para $G_{IC}=0,174$ N/mm, $G_{IIC}=0,348$ N/mm, $\sigma_{u,I}=\sigma_{u,II}=24,2$ MPa, que representam 58% dos seus valores iniciais. Como se observa na Figura 220, a rotura ocorre por delaminação das duas camadas orientadas a 0° mais próximas do adesivo. Posteriormente, foram diminuídas as propriedades de resistência das interfaces intercamadas até aos $\sigma_{u,I}=\sigma_{u,II}=22$ MPa para se conseguir obter uma rotura interlaminar. Os referidos valores representam 55% dos mesmos valores para as restantes interfaces. Actuando sobre os valores de G_{IC} e G_{IIC} das interfaces intercamadas, e reduzindo-os para 10% dos seus valores iniciais, observa-se que a rotura permanece adesiva. Como tal, é concluído que, nesta matéria, G_{IC} e G_{IIC} apresentam uma influência diminuta no modo de rotura da junta, ao passo que as propriedades de resistência apresentam grande influência no fenómeno.

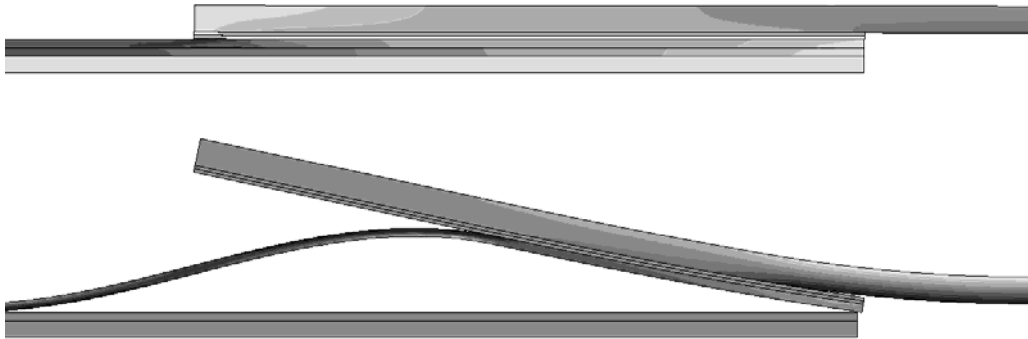


Figura 220 – Rotura interlaminar de uma junta em sobreposição dupla.

A Tabela 6 apresenta um resumo para a junta de sobreposição dupla com sequência de empilhamento das placas $(0_2, 90_2)_S$.

Tabela 6 – Quadro resumo para a sequência de empilhamento $(0_2, 90_2)_S$.

<i>Redução de propriedades</i>	<i>Propriedades</i>	<i>% de redução</i>	<i>Rotura</i>
Todas	Iniciais	-	Adesiva
Meio do adesivo e interlaminares	G_{IC} , G_{IIC} , $\sigma_{u,I}$, $\sigma_{u,II}$	<98,75	Coesiva
Meio do adesivo e interlaminares	$\sigma_{u,I}$, $\sigma_{u,II}$	<98,75	Coesiva
Meio do adesivo e interlaminares	G_{IC} , G_{IIC}	<92,5	Coesiva
Interlaminares	G_{IC} , G_{IIC} , $\sigma_{u,I}$, $\sigma_{u,II}$	<58	Interlaminar
Interlaminares	$\sigma_{u,I}$, $\sigma_{u,II}$	<55	Interlaminar
Interlaminares	G_{IC} , G_{IIC}	>10	Adesiva

Também em sobreposição dupla foi simulada por elementos finitos de interface a reparação de um laminado $(90_2, 0_2)_S$. Para as propriedades iniciais consideradas, a rotura tem lugar próximo da interface adesivo/remendo (rotura adesiva), ver Figura 221.



Figura 221 – Rotura adesiva de uma junta em sobreposição dupla.

Reduzindo para $\sigma_{u,I} = \sigma_{u,II} = 39$ MPa (97,5% das propriedades do adesivo e das interfaces placas/adesivo e adesivo/remendo) as propriedades de resistência a meio da espessura do adesivo, interlaminares e intralaminares, observa-se uma rotura coesiva da junta (Figura 222).



Figura 222 – Rotura coesiva de uma junta em sobreposição dupla.

Reduzindo as propriedades interlaminares e intralaminares das camadas para 37 MPa (92,5% das propriedades do adesivo e das interfaces placas/adesivo e adesivo/remendo) é observada uma rotura intralaminar com rotura da matriz da camada exterior a 90° , induzindo delaminação entre as duas camadas mais exteriores.



Figura 223 – Rotura intralaminar de uma junta em sobreposição dupla.

A Tabela 9 apresenta um resumo para a junta de sobreposição dupla com sequência de empilhamento das placas $(90_2, 0_2)_S$.

Tabela 7 – Quadro resumo para a sequência de empilhamento $(90_2, 0_2)_S$.

Redução de propriedades	Propriedades	% de redução	Rotura
Todas	Iniciais	-	Adesiva
Meio do adesivo, inter e intralaminares	$\sigma_{u,I}$, $\sigma_{u,II}$	<97,5	Coesiva
Inter e intralaminares	$\sigma_{u,I}$, $\sigma_{u,II}$	<92,5	Intralaminar

6.2.3 Simulação de rotura em juntas de remendo embebido

A simulação de rotura em juntas de reparação por remendo embebido foi executada considerando um compósito cujas placas base e remendo apresentam a sequência de empilhamento (0_{32}) e as seguintes dimensões: um comprimento de 120 mm, uma espessura de 3,6 mm e uma largura de 15 mm. É estudado o caso de 2° de ângulo de inclinação, por ser o mais eficiente dos estudados anteriormente. A colocação dos elementos de interface foi a apresentada na Figura 224.

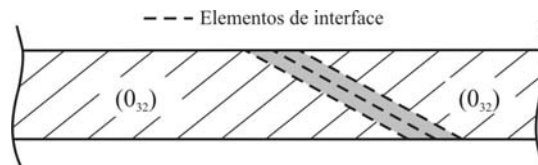


Figura 224 – Elementos finitos de interface utilizados.

Para as juntas de remendo embebido, são considerados os seguintes casos para definição do modo de rotura, no que respeita às propriedades mecânicas ($\sigma_{u,I}$ e $\sigma_{u,II}$) e de fractura (G_{IC} e G_{IIC}):

1. Propriedades iniciais mecânicas e de fractura, definidas com base na evidência experimental,
2. Redução de todas as propriedades a meio da espessura do adesivo,
3. Redução das propriedades mecânicas a meio da espessura do adesivo,
4. Redução das propriedades de fractura a meio da espessura do adesivo.

Inicialmente, foram consideradas propriedades mecânicas e de fractura idênticas para as interfaces adesivo/placas e a meio da espessura do adesivo: $G_{IC}=0,3$ N/mm, $G_{IIC}=0,6$ N/mm, $\sigma_{u,I}=\sigma_{u,II}=40$ MPa. O

objectivo é verificar as condições conducentes a uma rotura adesiva ou coesiva. Nas condições apresentadas, observou-se uma rotura adesiva, isto é, rotura que se inicia nas interfaces placa/adensivo e adesivo/remendo (Figura 225).

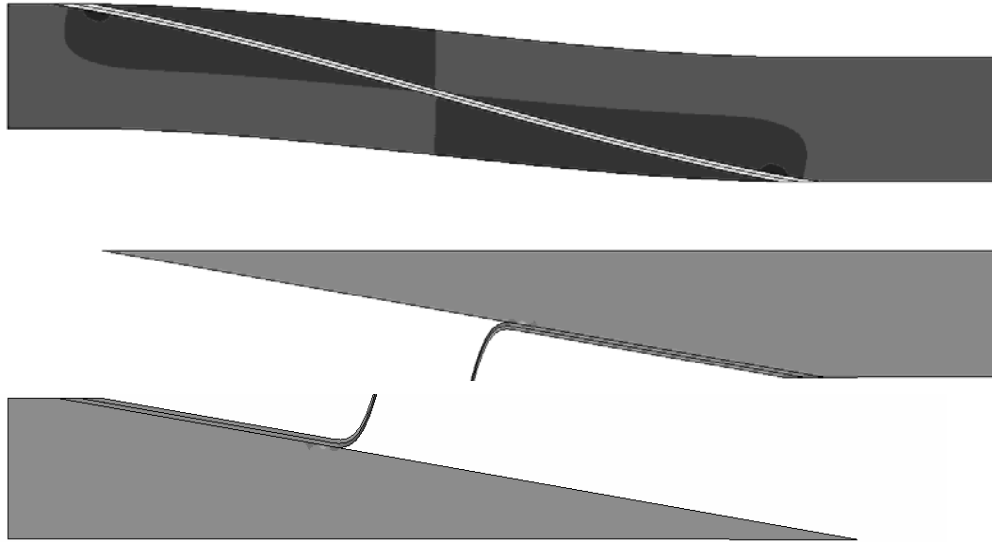


Figura 225 – Rotura adesiva de um junta com remendo embebido (ampliação 5x).

A diminuição simultânea de todas as propriedades a meio da espessura do adesivo leva a uma rotura coesiva para $G_{IC}=0,2925$ N/mm, $G_{IIC}=0,585$ N/mm, $\sigma_{u,I}=\sigma_{u,II}=39$ MPa, isto é, valores iguais a 97,5% ou inferiores às propriedades das interfaces placas/adensivo e adesivo/remendo (Figura 226). A redução apenas das propriedades de resistência a meio da espessura do adesivo conduz a uma rotura coesiva para $\sigma_{u,I}=\sigma_{u,II}=38$ MPa, ou seja, valores iguais ou inferiores a 95% das propriedades iniciais. Por outro lado, reduzindo apenas as propriedades de fractura até $G_{IC}=0,24$ N/mm, $G_{IIC}=0,48$ N/mm obteve-se uma rotura coesiva (80% das propriedades iniciais). Assim se conclui que a influência das propriedades de resistência é superior à influência das propriedades de fractura. A Tabela 8 apresenta um resumo dos resultados obtidos para a junta com remendo embebido.

Tabela 8 – Quadro resumo para a junta de remendo embebido.

Redução de propriedades	Propriedades	% de redução	Rotura
Todas	Iniciais	-	Adesiva
Meio do adesivo	G_{IC} , G_{IIC} , $\sigma_{u,I}$, $\sigma_{u,II}$	<97,5	Coesiva
Meio do adesivo	$\sigma_{u,I}$, $\sigma_{u,II}$	<95	Coesiva
Meio do adesivo	G_{IC} , G_{IIC}	<80	Coesiva

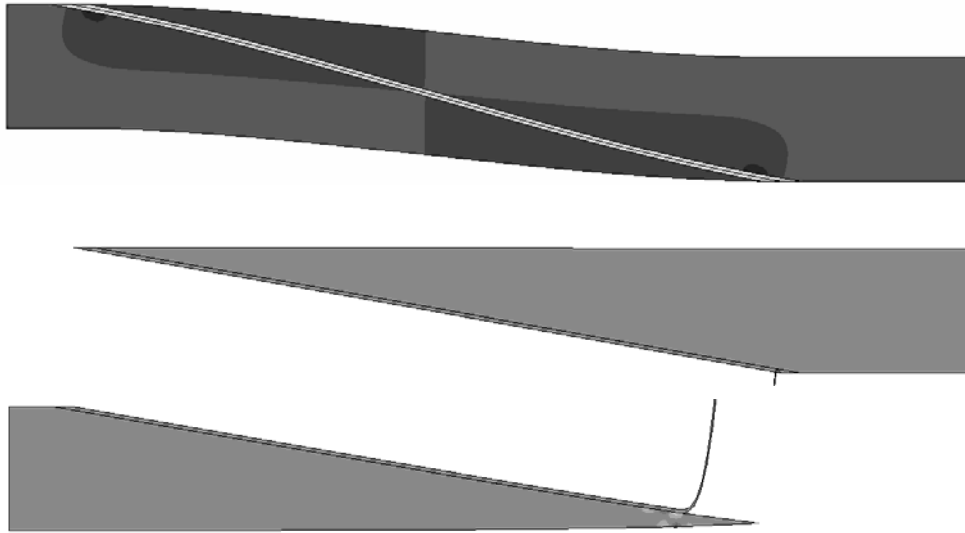


Figura 226 – Ruptura coesiva de um junta com remendo embebido (ampliação 5x).

Apesar dos resultados apresentados nesta secção dependerem das propriedades dos materiais, das sequências de empilhamento e dos parâmetros geométricos, pode ser concluído que o modelo apresentado simula os diferentes modos de ruptura típicos destas juntas.

6.3 Definição da carga limite de ruptura

Após simulação dos diversos tipos de ruptura possíveis em juntas de reparação, são utilizados os elementos de interface para a determinação da sollicitação conducente à ruptura (σ_c) de juntas em sobreposição simples, sobreposição dupla e de remendo embebido, bem como a influência das propriedades de resistência e de fractura na referida tensão de ruptura. Os modelos utilizados são os apresentados anteriormente, ou seja, placas base $(0_2, 90_2)_5$ para as juntas de sobreposição simples e dupla e $(0_{32})_5$ para as juntas com remendo embebido. A escolha da sequência de empilhamento indicada para as juntas de sobreposição, diferente da usada em capítulos anteriores, prende-se com a simulação de ruptura interlaminar entre camadas diferentemente orientadas. Os remendos relativos às juntas de sobreposição apresentam a sequência de empilhamento (0_4) . A localização dos elementos de interface é a apresentada na Figura 211 (juntas de sobreposição) e na Figura 224 (juntas com remendo embebido). As propriedades iniciais para os elementos de interface são: $G_{IC}=0,3$ N/mm, $G_{IIC}=0,6$ N/mm, $\sigma_{u,I}=\sigma_{u,II}=40$ MPa. As geometrias são as usadas no capítulo 6.2.

6.3.1 Juntas de sobreposição simples

O estudo para as juntas de sobreposição simples é iniciado reduzindo as propriedades de resistência e de fractura de todas as interfaces simultaneamente até valores de 10% dos iniciais. As curvas $\sigma_{rem}/\sigma_{rem\ máx}-\delta$ são mostradas na Figura 227. $\sigma_{rem\ máx}$ representa a tensão remota de colapso para a junta com as propriedades

iniciais consideradas. Em todos os casos a rotura da junta tem lugar junto das interfaces placas/adesivo e adesivo/remendo. A Figura 228 representa a rotura observada para as referidas propriedades a 10% das propriedades iniciais. Devido às reduzidas propriedades, a rotura acontece com deformação bastante reduzida da junta (comparar com a Figura 212).

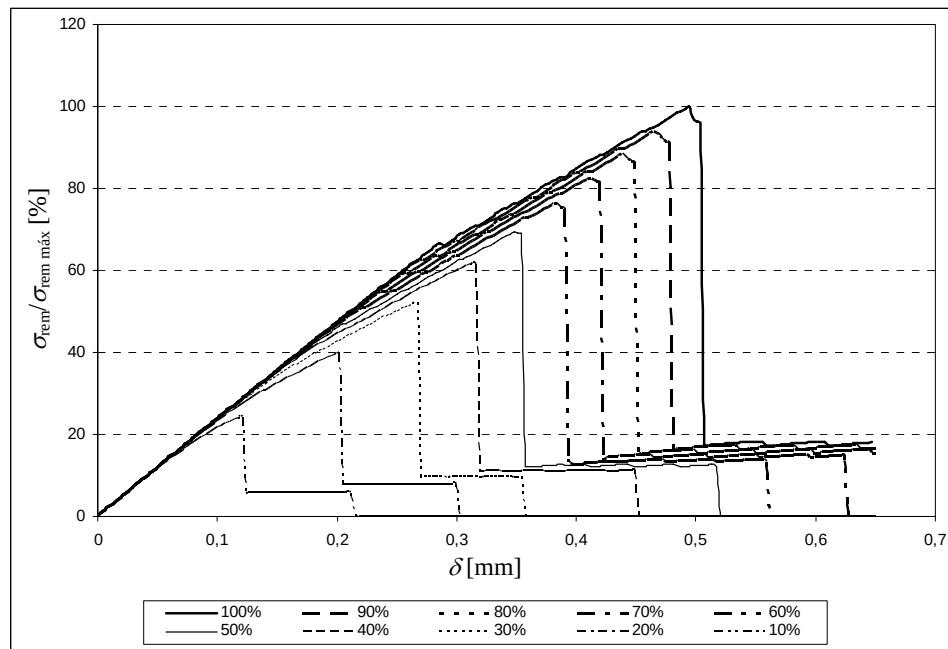


Figura 227 – Efeito da redução dos quatro parâmetros simultaneamente.

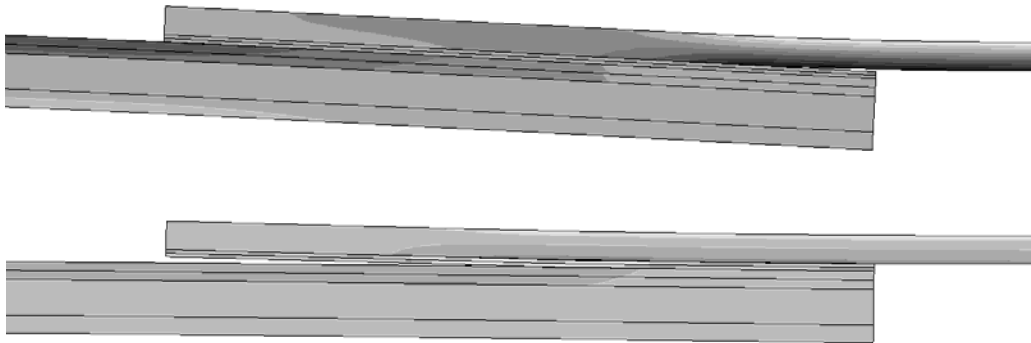


Figura 228 – Rotura adesiva de uma junta em sobreposição simples com propriedades reduzidas.

A Figura 229 representa as curvas $\sigma_{rem}/\sigma_{rem\ máx}-\delta$ obtidas reduzindo simultaneamente os valores de $\sigma_{u,I}=\sigma_{u,II}$ até 10% dos seus valores iniciais. Observa-se que, entre 60 e 100% das propriedades iniciais de resistência, não há variação significativa na resistência da junta e na forma da curva $\sigma_{rem}/\sigma_{rem\ máx}-\delta$. Para valores inferiores, observa-se uma redução drástica na resistência da junta. O modo de rotura é sempre o mesmo, observando-se rotura adesiva.

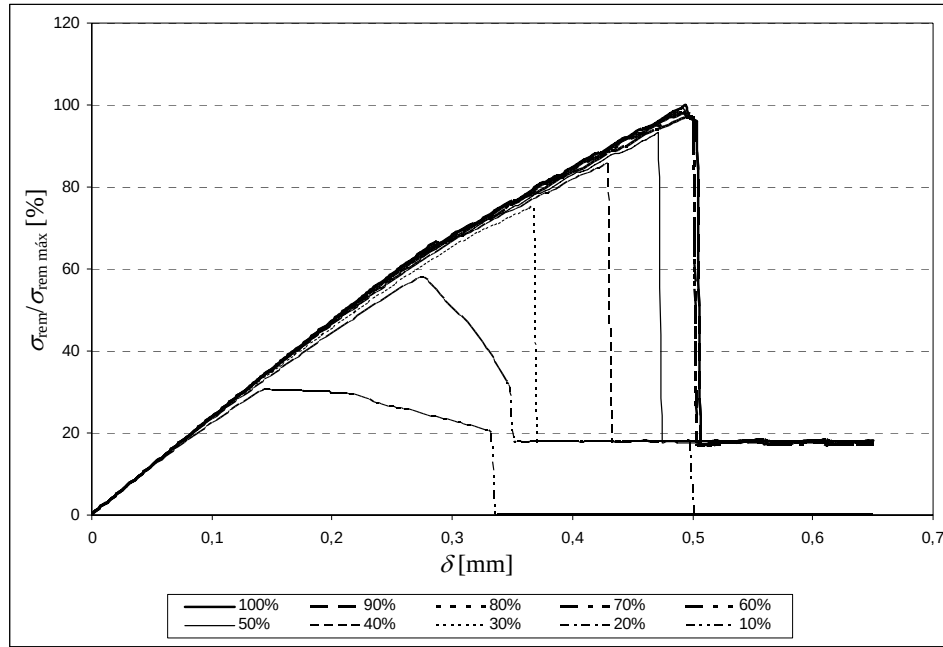


Figura 229 – Efeito da redução das tensões limite $\sigma_{u,I}$ e $\sigma_{u,II}$.

Na Figura 230 observam-se as curvas $\sigma_{rem}/\sigma_{rem\ máx}-\delta$ obtidas reduzindo as propriedades de fractura G_{IC} e G_{IIC} até 10% dos seus valores iniciais. Para os valores mais altos das taxas críticas de libertação de energia nota-se uma redução aproximadamente proporcional à redução nas propriedades de fractura. No entanto, para valores de redução de 60% das propriedades iniciais observa-se um aumento relativamente aos valores obtidos para redução de 50% nas propriedades. Tal facto é investigado em mais detalhe reduzindo posteriormente G_{IC} e G_{IIC} separadamente.

A Figura 231 representa a variação da tensão remota de colapso (σ_C), normalizada relativamente a $\sigma_{rem\ máx}$, com as propriedades de resistência e de fractura das interfaces já atrás mencionadas. A abcissa 0 representa as propriedades iniciais consideradas, abcissas positivas representam redução percentual nas propriedades e negativas aumentos percentuais nas mesmas propriedades. Nas curvas em que apenas são alteradas as propriedades de resistência ou de fractura, as complementares são mantidas constantes com os seus valores iniciais.

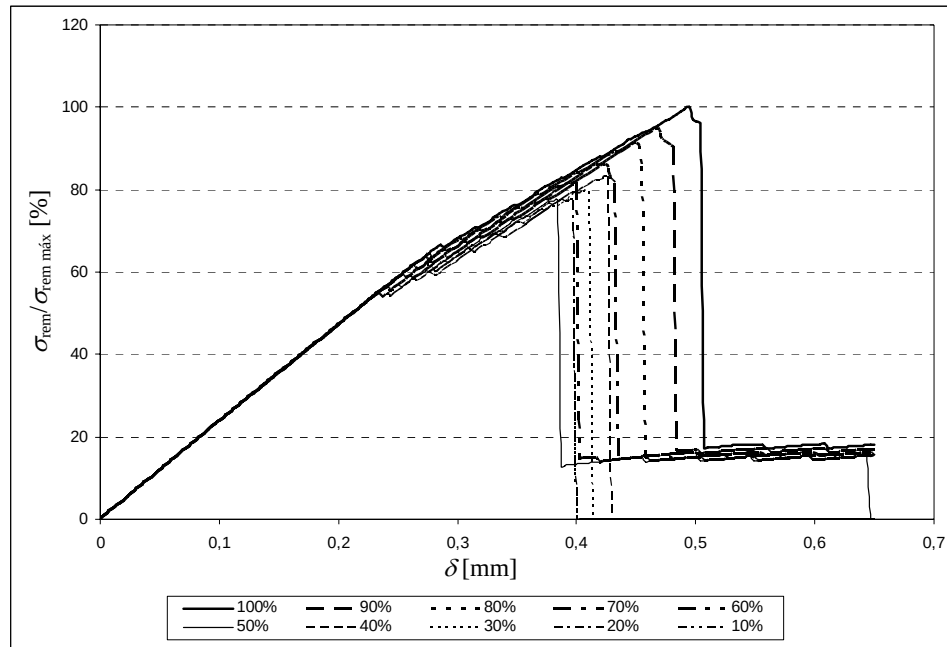


Figura 230 – Efeito da redução dos valores críticos da taxa de libertação de energia G_{IC} e G_{IIC} .

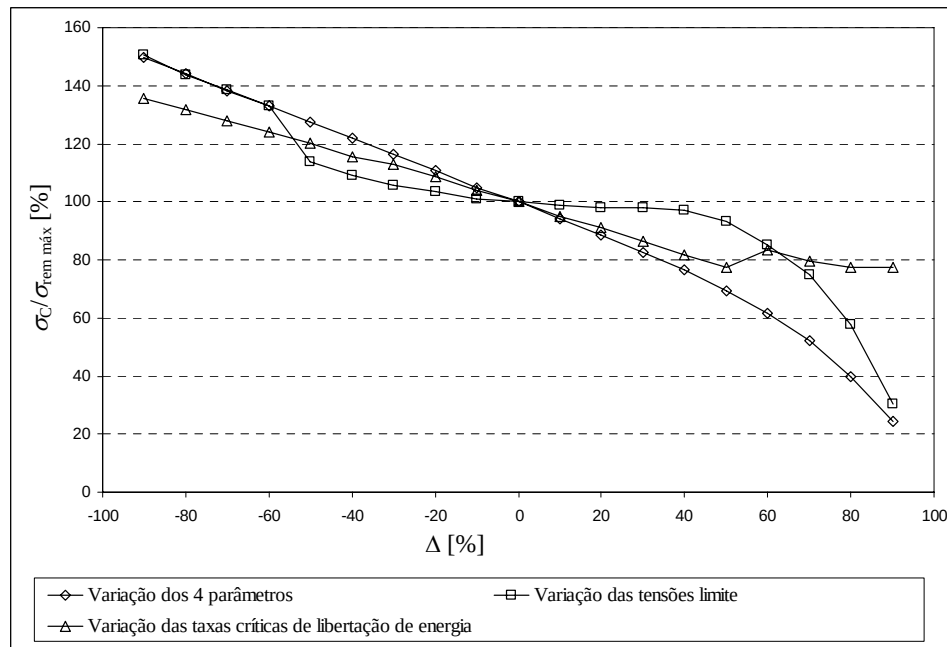


Figura 231 – Valores de tensão de colapso para diferentes propriedades (sobreposição simples).

Considerando redução nos quatro parâmetros simultaneamente, é observada uma variação praticamente proporcional de σ_C com as propriedades, desde as propriedades mais elevadas até uma redução de 50% nas mesmas observando-se a partir desse ponto uma degradação e redução acentuada de σ_C . A variação de σ_C com a variação das taxas críticas de libertação de energia G_{IC} e G_{IIC} é aproximadamente proporcional ao longo de toda a gama de valores considerados, excepto para as propriedades mais reduzidas. De facto, reduzindo as referidas

propriedades em 50 para 60% das propriedades iniciais, observa-se o aumento já referido anteriormente. Analisando a curva na qual apenas são alteradas as tensões limite $\sigma_{u,I}=\sigma_{u,II}$ observa-se desde logo um patamar desde 40% de redução até 20% de aumento de propriedades de resistência no qual não há praticamente alteração de σ_C com as propriedades, o que indica claramente que não existe vantagem em termos de resistência da junta em aumentar a resistência de um adesivo utilizado na reparação de juntas de sobreposição simples desde valores de 24 até 48 MPa, uma vez que não se observa aumento na resistência da junta. Para propriedades de resistência inferiores a 24 MPa observa-se uma degradação acentuada da resistência da junta com as propriedades de resistência. Para valores de propriedades de resistência iguais ou superiores a 64 MPa, a resistência obtida é idêntica à obtida aumentando também proporcionalmente as propriedades de fractura.

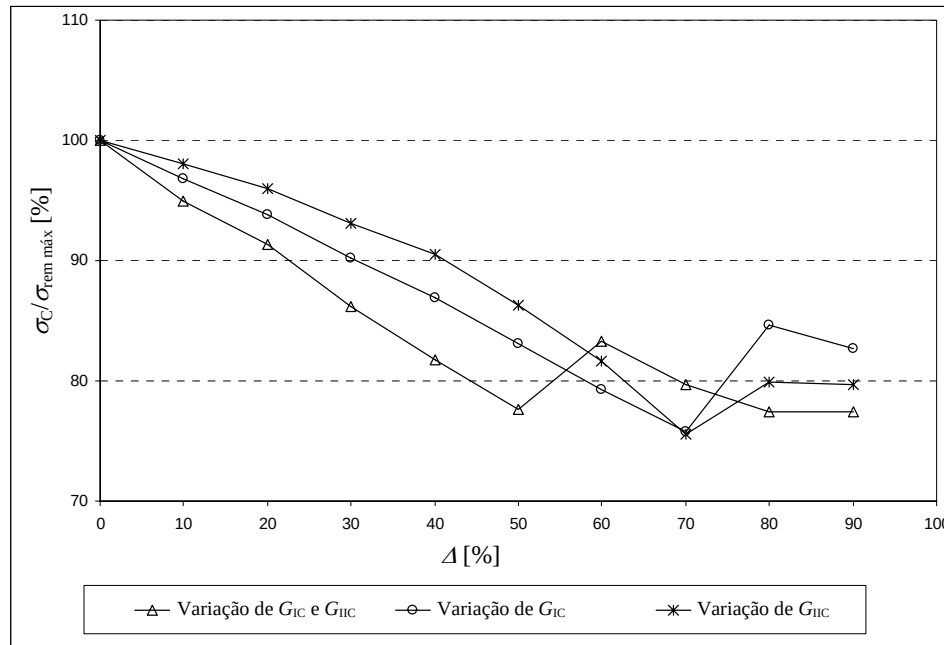


Figura 232 – Redução separada de G_{IC} e G_{IIC} .

Com o objectivo de compreender melhor o aumento de resistência obtido ao reduzir as propriedades de fractura em 60%, comparativamente com os 50%, são reduzidos separadamente os valores de G_{IC} e G_{IIC} , apresentando-se os resultados na Figura 232. Não é possível tirar conclusões relativamente a este paradoxo, sendo provavelmente originado por erro numérico. De facto, para valores baixos das taxas críticas de libertação de energia, a zona de amaciamento das tensões (Figura 210) apresenta uma inclinação acentuada, o que origina roturas abruptas com consequentes problemas numéricos.

6.3.2 Juntas de sobreposição dupla

O mesmo estudo apresentado anteriormente foi efectuado para juntas de sobreposição dupla, cujas placas apresentam a sequência de empilhamento $(0_2, 90_2)_S$. A Figura 233 permite observar as curvas $\sigma_{rem}/\sigma_{rem\ máx}-\delta$ para reduções simultâneas dos valores de resistência e de fractura até 10% dos iniciais. Observa-

se uma redução aproximadamente regular da resistência da junta com a redução das propriedades de resistência e de fractura das interfaces. Em todos os casos se observa uma rotura adesiva. A Figura 234 representa a rotura observada para as referidas propriedades a 10% das propriedades iniciais.

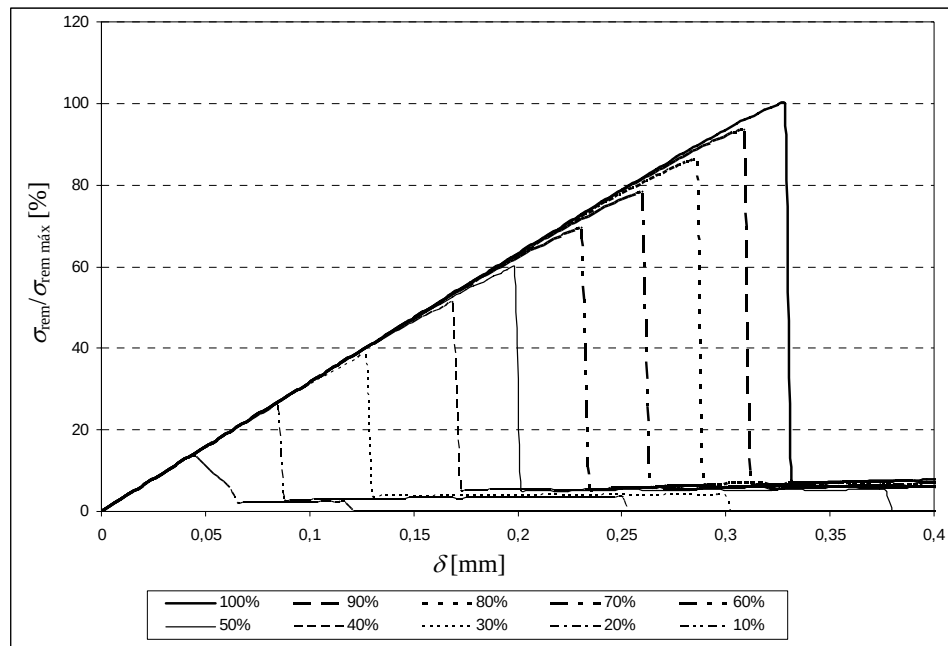


Figura 233 – Efeito da redução dos quatro parâmetros simultaneamente.



Figura 234 – Rotura adesiva de uma junta em sobreposição dupla com propriedades reduzidas.

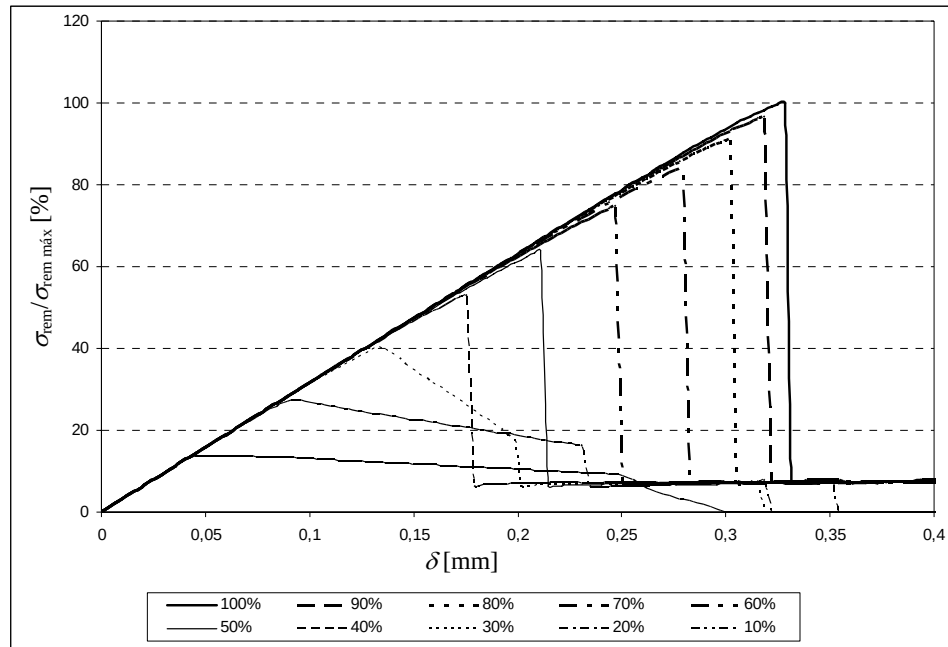


Figura 235 – Efeito da redução das tensões limite $\sigma_{u,I}$ e $\sigma_{u,II}$.

Reduzindo apenas as tensões limite $\sigma_{u,I}=\sigma_{u,II}$ até 10% dos seus valores iniciais obtêm-se as curvas apresentadas na Figura 235. Observa-se uma diminuição crescente da tensão de colapso com a diminuição das propriedades.

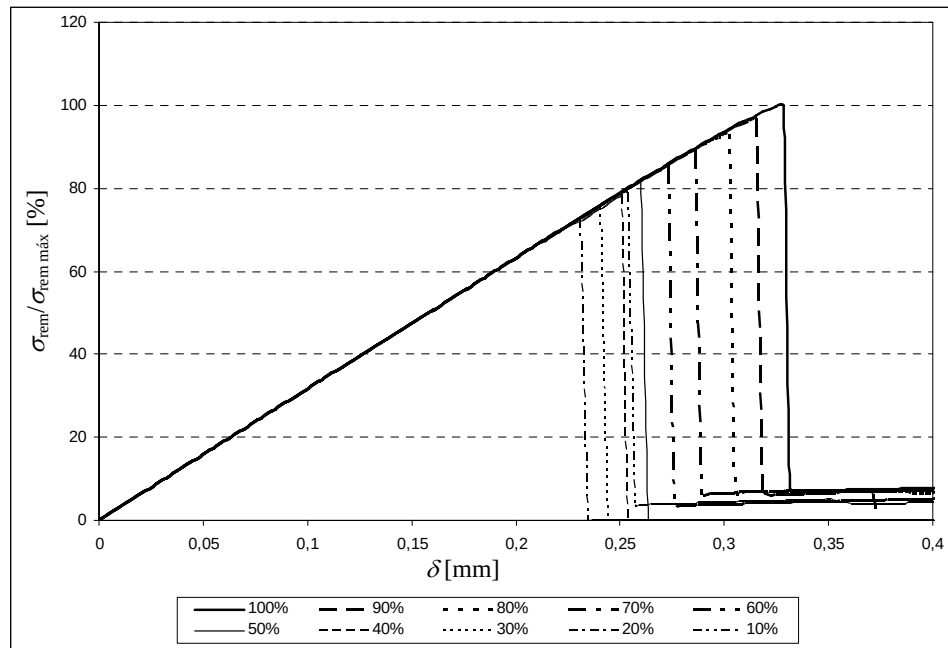


Figura 236 – Efeito da redução dos valores críticos da taxa de liberação de energia G_{IC} e G_{IIC} .

A Figura 236 representa as curvas obtidas reduzindo apenas as propriedades de fractura G_{IC} e G_{IIC} . Inicialmente, a redução da tensão de colapso com a redução das propriedades de fractura é proporcional, evidenciando um aumento para a situação em que as propriedades de fractura são 10% das iniciais. Na Figura 237 representa-se a variação da tensão remota de colapso (σ_c) normalizada com as propriedades de resistência e de fractura das interfaces já atrás mencionadas. A abcissa 0 representa as propriedades iniciais consideradas, abcissas positivas representam redução percentual nas propriedades e negativas aumentos percentuais nas mesmas propriedades. Nas curvas em que apenas são alteradas as propriedades de resistência ou de fractura, as complementares são mantidas constantes com os seus valores iniciais.

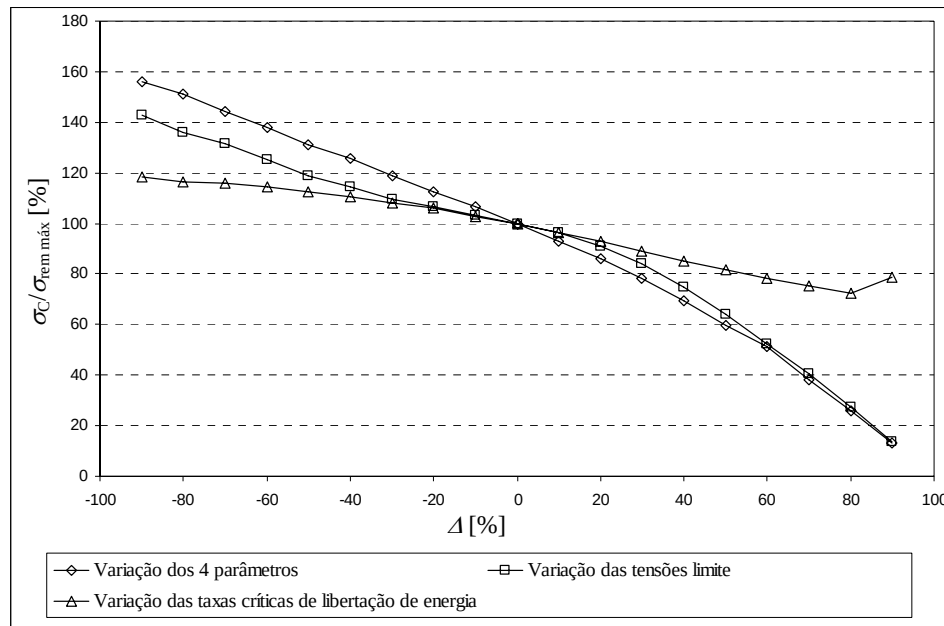


Figura 237 – Valores de tensão de colapso para diferentes propriedades (sobreposição dupla).

Analisando a Figura 237, verifica-se um resultado muito próximo, ao comparar as curvas relativas à redução dos quatro parâmetros simultaneamente e à redução das tensões limite, o que indica que neste processo as propriedades de fractura têm uma relevância reduzida. Em ambas as curvas referidas nota-se uma variação aproximadamente linear da resistência da junta com as propriedades. A variação das taxas críticas de libertação de energia conduz a uma variação reduzida da resistência da junta. Para uma redução de 90% das taxas críticas de libertação de energia observa-se um aumento da resistência da junta, quando comparado com a redução de 80%, possivelmente devido a erro numérico, como já foi referido para o caso de juntas reparadas por sobreposição simples.

6.3.3 Juntas com remendo embebido

O estudo apresentado a seguir foi efectuado para juntas com remendo embebido, cujas placas apresentam a sequência de empilhamento (0₃₂). A Figura 238 permite observar as curvas $\sigma_{rem}/\sigma_{rem\ máx}-\delta$ para reduções simultâneas propriedades de resistência e de fractura até 20% dos seus valores iniciais. Observa-se uma redução regular da resistência da junta com a redução das propriedades de resistência e de fractura das interfaces. Em todos os casos ocorre uma rotura adesiva. A Figura 239 representa a rotura observada para as referidas propriedades a 20% das propriedades iniciais.

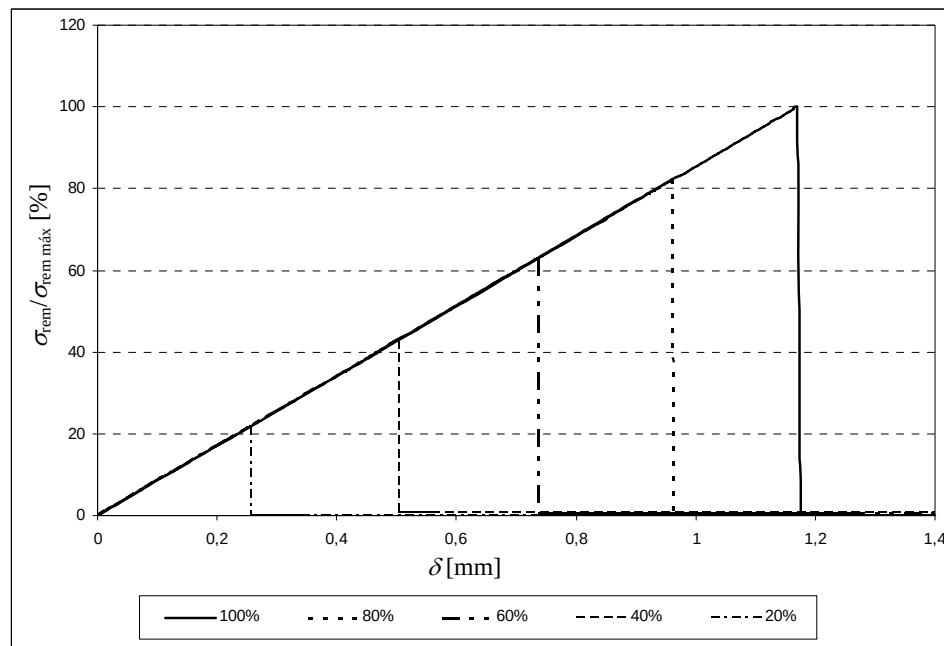


Figura 238 – Efeito da redução dos quatro parâmetros simultaneamente.

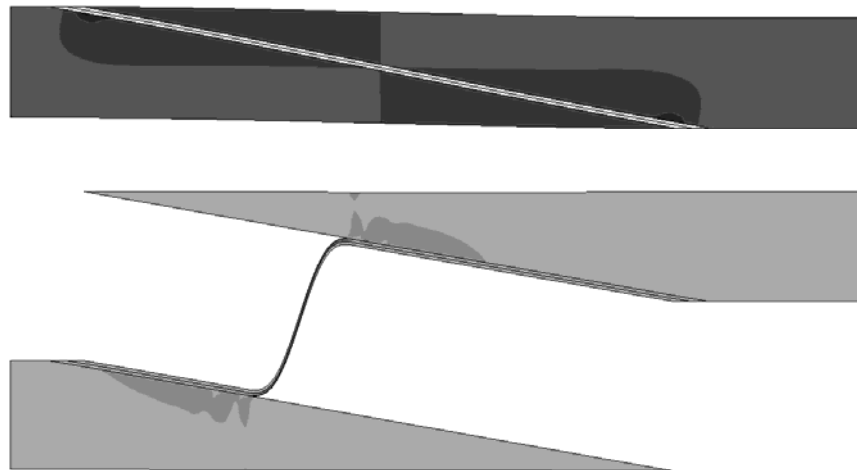


Figura 239 – Rotura adesiva de uma junta de remendo embebido com propriedades reduzidas.

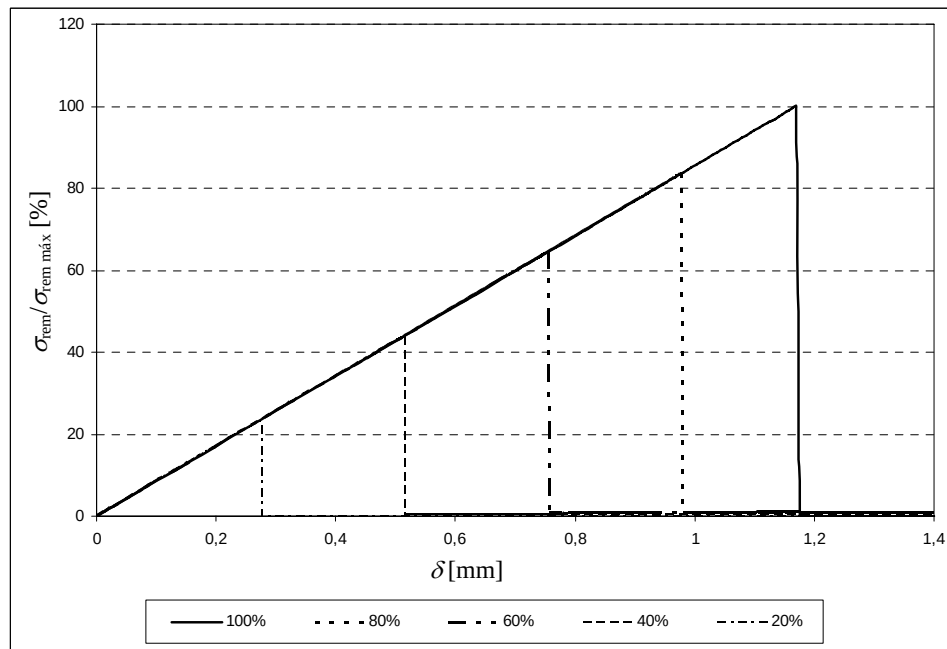


Figura 240 – Efeito da redução das tensões limite $\sigma_{u,I}$ e $\sigma_{u,II}$.

Reduzindo apenas as tensões limite $\sigma_{u,I}=\sigma_{u,II}$ até 20% dos seus valores iniciais obtêm-se as curvas apresentadas na Figura 240. Observa-se uma diminuição regular da tensão de colapso com a diminuição das propriedades de resistência das interfaces da junta.

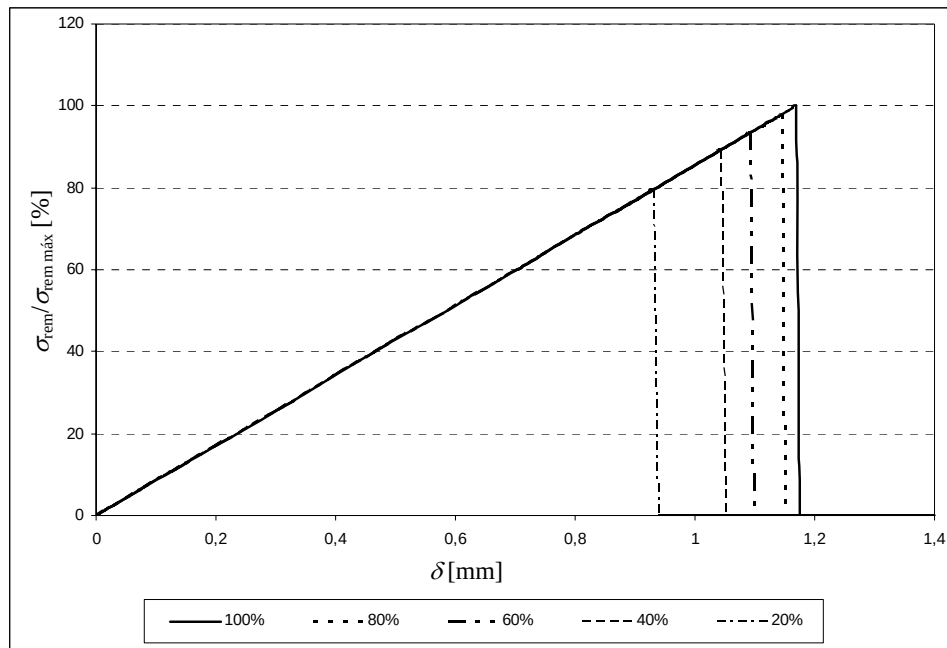


Figura 241 – Efeito da redução dos valores críticos da taxa de libertação de energia G_{IC} e G_{IIC} .

A Figura 241 representa as curvas obtidas reduzindo apenas as propriedades de fractura G_{IC} e G_{IIC} . A redução da tensão remota de colapso da junta com a redução das propriedades é crescente, sendo significativa para valores mais reduzidos das referidas propriedades. Na Figura 242 representa-se a variação da tensão remota de colapso (σ_C), normalizada, com as propriedades de resistência e de fractura das interfaces já atrás mencionadas. A apresentação dos resultados é efectuada nos mesmos moldes dos dois casos anteriores.

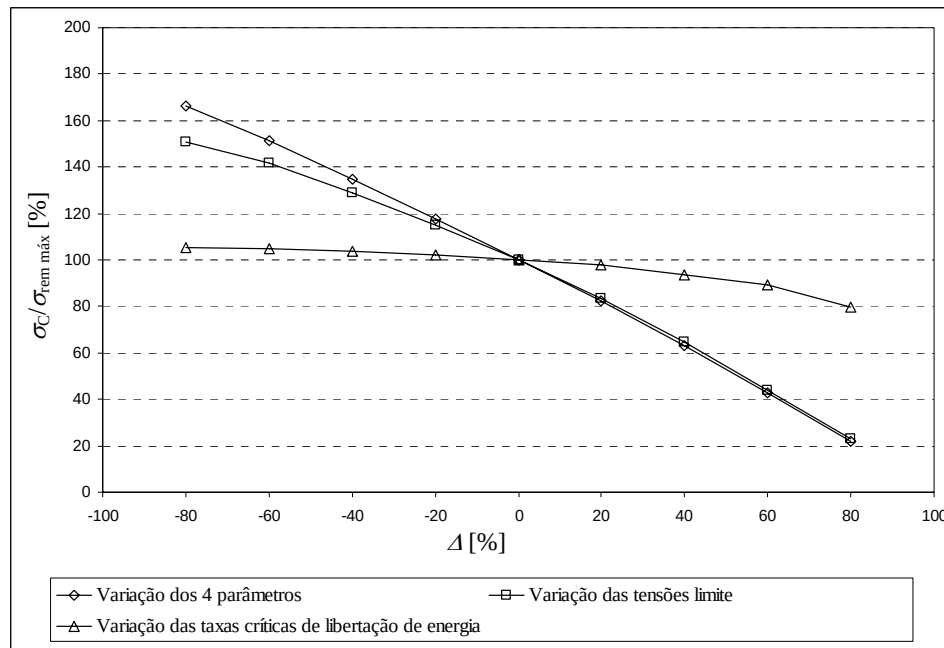


Figura 242 – Valores de tensão de colapso para diferentes propriedades (remendo embebido).

A Figura 242 permite constatar que os resultados obtidos variando os quatro parâmetros e apenas as propriedades de resistência são muito similares, o que permite concluir que as propriedades de fractura apresentam uma influência muito reduzida na resistência das juntas reparadas por remendo embebido. Verifica-se uma ligeira diferença para os valores de propriedades mais elevados, na medida em que o aumento das propriedades de resistência, deixando as propriedades de fractura inalteradas, conduz a um aumento de resistência ligeiramente inferior ao observado aumentando todas as propriedades em simultâneo. A resistência da junta varia de forma aproximadamente proporcional à variação das quatro propriedades em simultâneo. Relativamente às propriedades de resistência, a variação é proporcional para valores não muito elevados destas propriedades. A influência das propriedades de fractura na resistência da junta é diminuta, como já se tinha concluído ao comparar as duas curvas restantes.

6.4 Alterações geométricas

Encontra-se documentado em diversa literatura e publicações que certas alterações geométricas efectuadas em juntas de sobreposição simples e dupla podem conduzir a ganhos significativos na resistência das

reparações efectuadas. Estas alterações incluem aumentos de espessura de adesivo, chanfros nas placas a ligar ou nos remendos em si, filetes de adesivo nas arestas vivas da junta, preenchimento com adesivo do furo criado pela remoção da área danificada, entre outras soluções. O estudo apresentado de seguida utiliza elementos finitos de interface para avaliar cada um destes tipos de alterações geométricas e a sua influência na resistência da junta. As soluções mais eficientes são combinadas no sentido de obter, para as juntas de sobreposição simples e dupla, as soluções conducentes à máxima resistência possível. A localização dos elementos de interface é a indicada na Figura 211.

As propriedades do adesivo considerado neste estágio foram determinadas experimentalmente para o adesivo Araldite® 420 A/B, sendo $E=1850$ MPa, $\nu=0,3$, encontrando-se na Tabela 9 as propriedades plásticas, onde são apresentados os pontos *Tensão-Deformação Plástica* (σ - ε_t).

Tabela 9 – Propriedades plásticas do adesivo.

σ	ε_t
8,325	0,0
16	0,001351
23,5	0,003297
32	0,008703
36	0,017541
38	0,024459
39,5	0,033649
40	0,043378

6.4.1 Juntas de sobreposição simples

O primeiro efeito a ser estudado é o chanfro do remendo. Os chanfros apresentam uma inclinação de 1/10, tendo sido este valor considerado o mais correcto por (Hu *et al.* 2000) neste tipo de juntas. Os chanfros utilizados apresentam uma diminuição segundo a espessura do remendo na sua extremidade de 0,1, 0,2, 0,3 e 0,4 mm. A Figura 243 mostra uma junta de sobreposição simples sem chanfro e com chanfro de 0,4 mm.

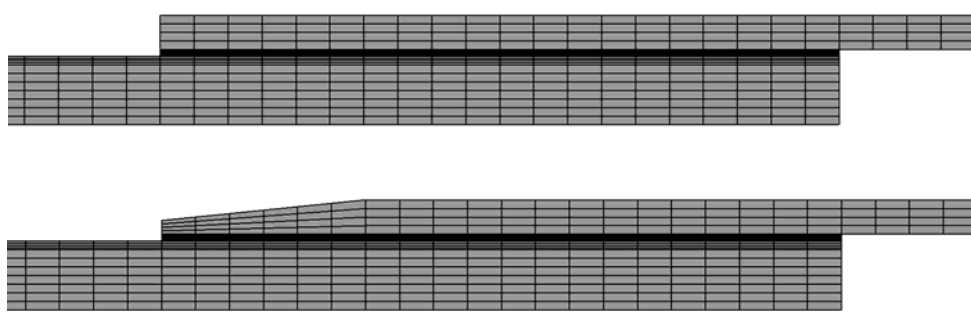


Figura 243 – Juntas de sobreposição simples sem e com chanfro de 0,4 mm.

A Figura 244 representa a tensão remota de colapso (σ_c) para juntas de sobreposição simples com diferentes comprimentos de chanfro segundo a direcção da espessura (sempre com inclinação de 1/10). A tensão de colapso, para as figuras referentes às juntas de sobreposição simples e dupla, é normalizada pela tensão de colapso de uma junta sem alterações geométricas (σ_0). São comparados os resultados obtidos sem e com consideração de não linearidade geométrica. Este assunto tem sido amplamente referido na literatura (ex: Osnes *et al.* 2003), sendo unânime que a não utilização de não linearidade geométrica em juntas de sobreposição simples leva a erros bastante elevados, uma vez que conduz a resultados de deslocamentos verticais e níveis de tensões mais elevados do que os observados na realidade. Como tal, a resistência da junta obtida é inferior à real. Por outro lado, nas juntas de sobreposição dupla, a utilização da não linearidade geométrica é irrelevante devido à inexistência de rotação dos corpos em análise.

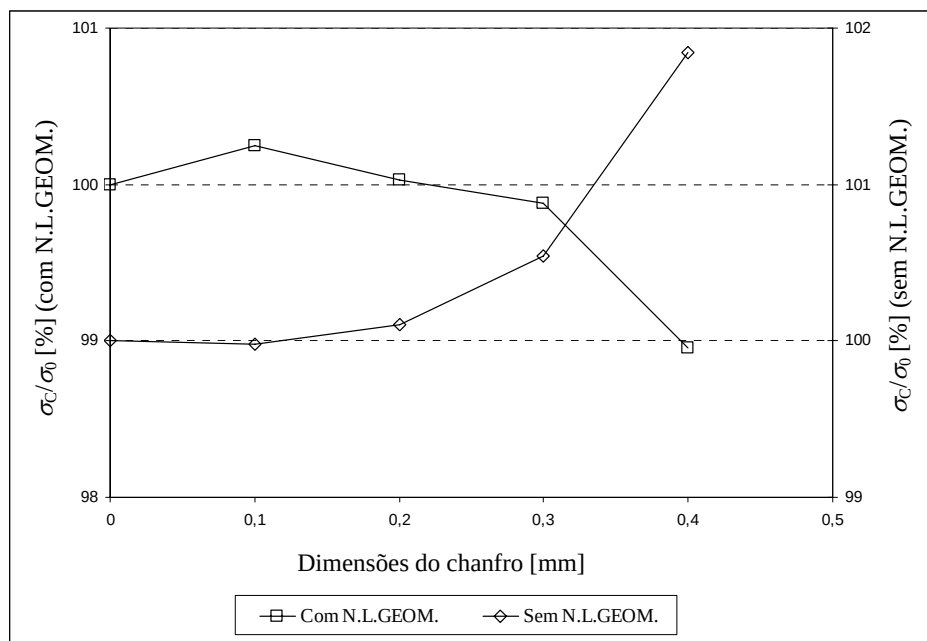


Figura 244 – Variação de σ_c normalizada com com chanfros de dimensões distintas.

Facilmente se confirmam os resultados obtidos na literatura, uma vez que σ_c para a análise sem consideração da não linearidade geométrica é bastante inferior à obtida considerando esta condição. Além deste facto, a variação de σ_c com o aumento das dimensões do chanfro é inversa à observada na realidade. Considerando a não linearidade geométrica apenas existe vantagem na utilização de um chanfro com 0,1 mm segundo a direcção da espessura, sendo esta vantagem quase insignificante, e não sendo por isso este parâmetro considerado como decisivo no aumento da resistência da junta.

Outro factor também considerado na literatura como potencialmente importante no sentido do aumento da resistência da junta é o aumento local da espessura do adesivo nas extremidades deste. Segundo (Hu *et al.* 2000) a inclinação desta alteração geométrica é de 1/10. São apresentados no estudo seguinte os valores de tensão remota de colapso (σ_c) para aumentos de espessura do adesivo de 0,1 a 0,4 mm segundo a direcção da

espessura do mesmo na sua extremidade exterior. A Figura 245 representa as geometrias utilizadas para a junta regular e a junta com um aumento de espessura de adesivo de 0,4 mm.

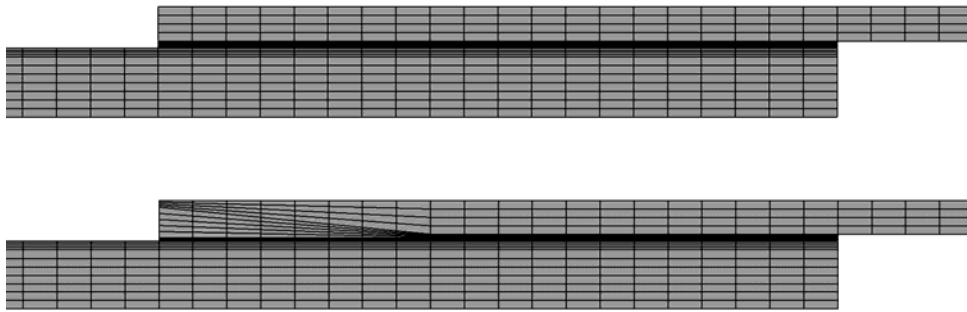


Figura 245 – Juntas de sobreposição simples sem e com aumento de espessura de adesivo de 0,4 mm.

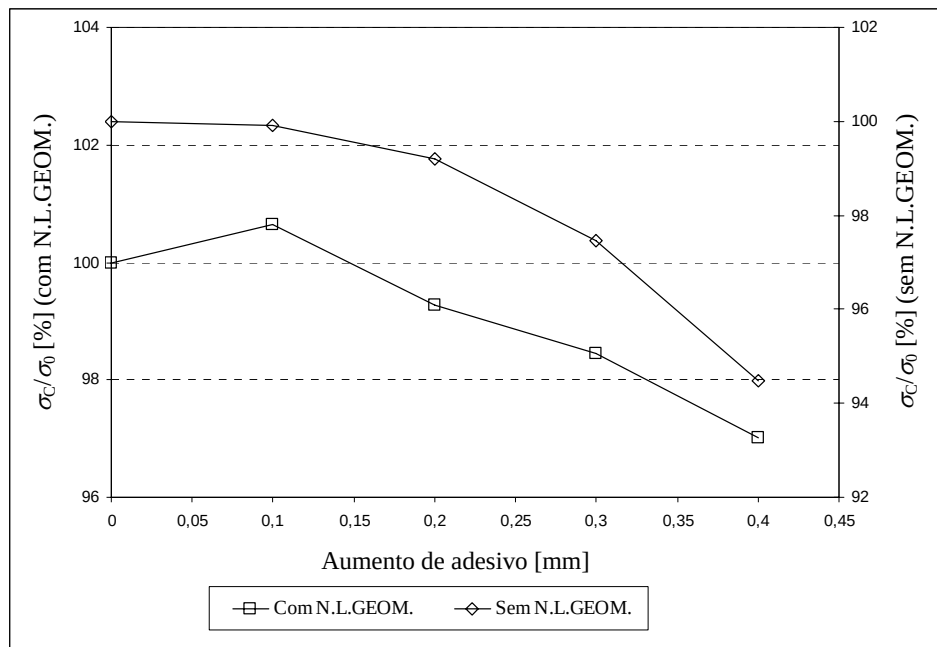


Figura 246 – Variação de σ_c normalizada com aumentos de espessura de adesivo.

A Figura 246 representa a variação de σ_c normalizada com as dimensões do aumento de espessura de adesivo. Mais uma vez são consideradas análises linear e não linear geométrica. Os valores obtidos pelas duas análises encontram-se muito próximos. Observando a curva correspondente à análise com não linearidades geométricas, nota-se que é obtido um aumento muito ligeiro da resistência da junta para um aumento local da espessura do adesivo de 0,1 mm. Aumentos superiores levam a uma diminuição na resistência da junta.

Outra alteração local na geometria das juntas consistiu no enchimento com adesivo do furo criado na placa. A geometria utilizada é apresentada na Figura 247. Esta alteração na junta provocou, em sobreposição simples, uma redução na resistência da junta de 7%. Esta situação deve-se ao facto da rotura da junta se iniciar precisamente pela interface placa/adesivo (Figura 248), o que, devido ao seu carácter instantâneo, acelera a iniciação da fenda ao longo do adesivo. Na Figura 248 encontram-se apresentadas as tensões normais segundo x,

sendo também de realçar a linha vertical de elementos finitos de interface que faz a separação da placa e furo enchido com adesivo.

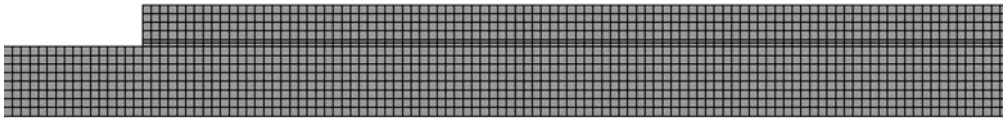


Figura 247 – Junta de sobreposição simples com enchimento de adesivo no furo.

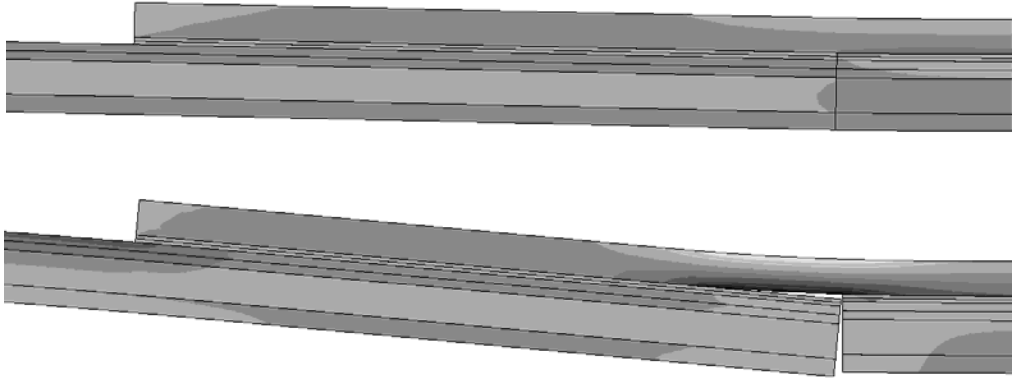


Figura 248 – Processo de rotura para a geometria em análise.

Para compreender melhor este processo, o módulo de elasticidade longitudinal do adesivo apenas na zona do enchimento é alterada, no sentido de averiguar se a utilização de um adesivo com rigidez inferior na zona do furo eventualmente leva a uma iniciação posterior da fenda vertical na interface placa/adesivo, evitando a iniciação prematura da fenda ao longo do adesivo e assim proporcionar um aumento na resistência da junta. A Figura 249 representa a variação de σ_c normalizada com a variação do valor de E apenas na zona do furo para valores compreendidos entre -70% e +70% do seu valor inicial.

Como se observa na Figura 249, para conseguir igualar a resistência da junta reparada à observada para a junta sem alterações geométricas, é necessária uma redução de 70% no valor de E . Para valores de E superiores a redução na resistência da junta é cerca de 7%, devido ao fenómeno já explicado. A investigação de valores inferiores de E não faz sentido, além de que, para esses valores, a transferência de tensão pelo adesivo ser tão reduzida que o ganho em termos de resistência é praticamente nulo.

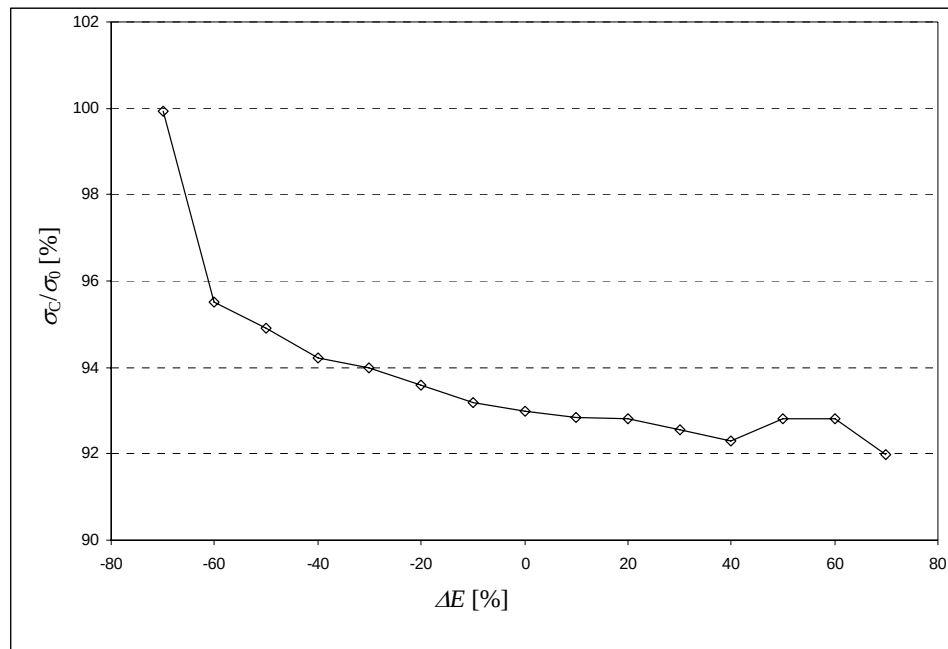


Figura 249 – Variação de σ_c normalizada com variação de E apenas no furo.

É também estudada a influência da utilização de filetes na extremidade da sobreposição entre placa e remendo. Foram consideradas quatro geometrias para além da inicial com tamanhos de filetes crescentes até à situação em que toda a espessura do remendo é abrangida pelo mesmo. A Figura 250 representa as geometrias utilizadas.

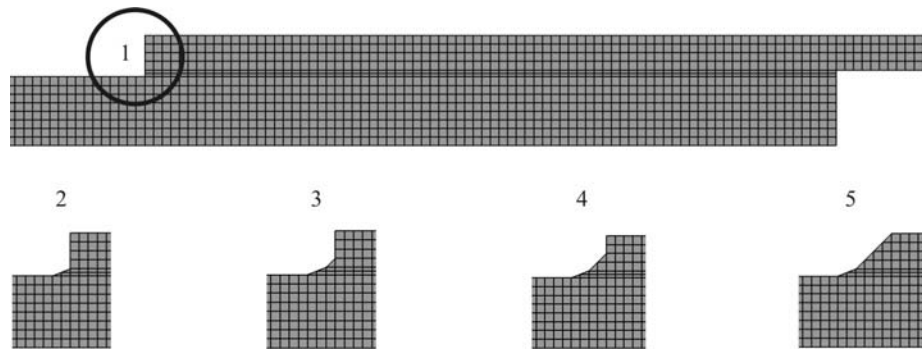


Figura 250 – Alterações à geometria inicial com quatro filetes de dimensões distintas.

A Figura 251 representa a variação da tensão remota de colapso (σ_c) normalizada e a variação percentual da mesma ($\Delta\sigma_c$) com as dimensões do filete. A designação 1 representa a junta original e a designação 5 a junta com o filete de maiores dimensões, cobrindo toda a espessura do remendo.

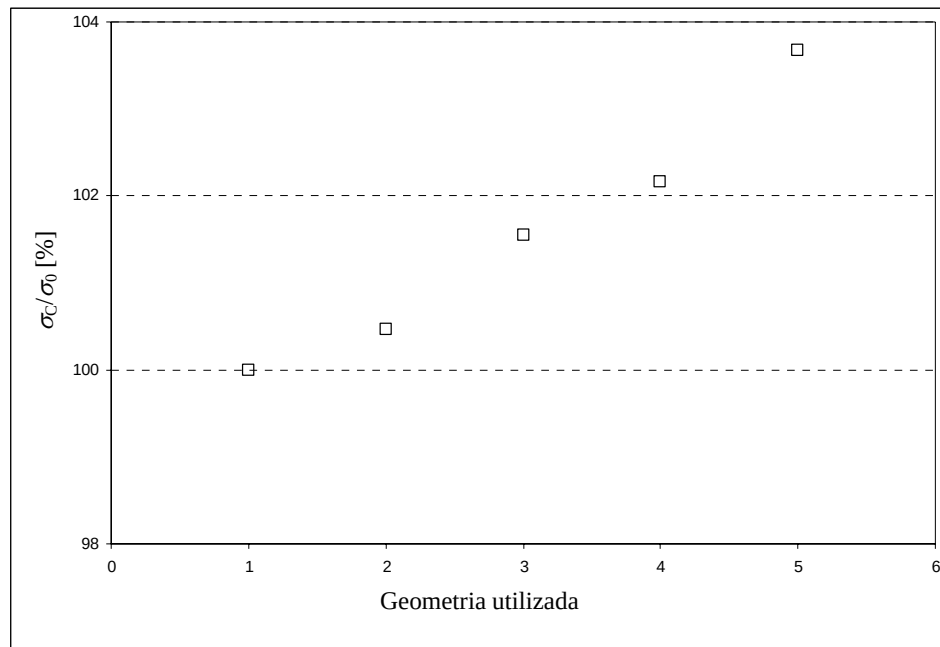


Figura 251 – Variação de σ_c normalizada com as dimensões do filete utilizado.

Uma outra geometria de filete foi utilizada (filete quadrado), bem como foram utilizadas diferentes alterações de espessura de adesivo em conjunto com a utilização de um filete. As geometrias representativas destas alterações são apresentadas na Figura 252. Em todos estes casos observou-se uma redução relativamente à junta com filete liso de maiores dimensões inferior a 1%.

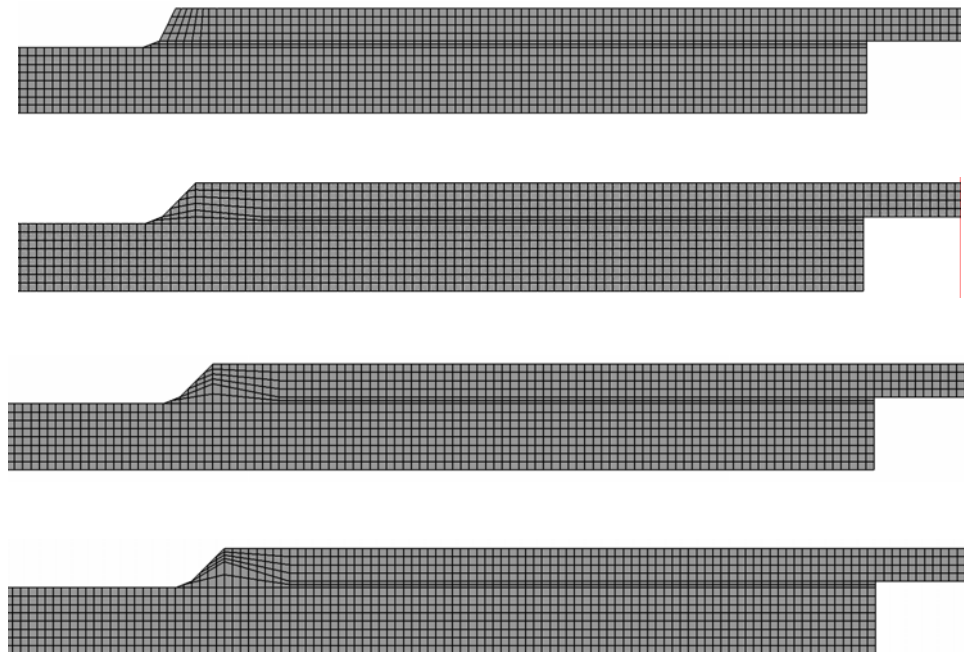


Figura 252 – Filete quadrado e aumento de espessura de adesivo em conjunto com filete plano.

Uma alteração posterior consistiu em chanfrar as extremidades superior e inferior das placas a ligar. A inclinação dos chanfros utilizados é de 1/10, tendo-se investigado, em primeiro lugar, a influência de chanfrar a extremidade em contacto com o adesivo. Esta operação corresponde como é óbvio a um aumento localizado da espessura do adesivo numa das suas extremidades. A Figura 253 representa esta alteração, com dimensões de 0,1, 0,2 e 0,3 mm segundo a espessura da chapa.

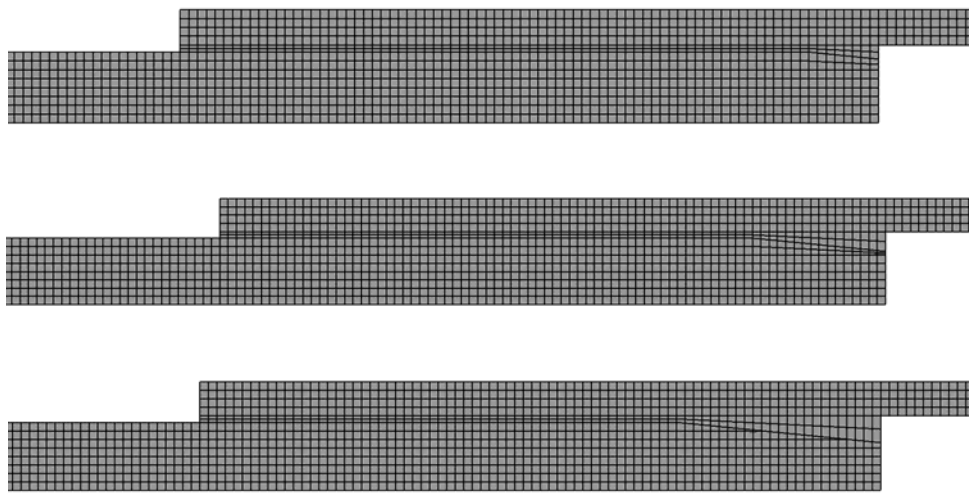


Figura 253 – Utilização de chanfro na superfície da placa em contacto com o adesivo.

Observou-se para os chanfros de 0,1, 0,2 e 0,3 mm aumentos de resistência de 0%, 2,3% e 1%, respectivamente. Como tal, observando-se que a máxima resistência é obtida para um chanfro de 0,2 mm, este chanfro é mantido nos modelos subsequentes, onde é chanfrada a extremidade inferior da placa. Neste caso, são utilizados chanfros desde 0,1 a 0,7 mm. A Figura 254 representa as geometrias de 0,1, 0,4 e 0,7 mm.

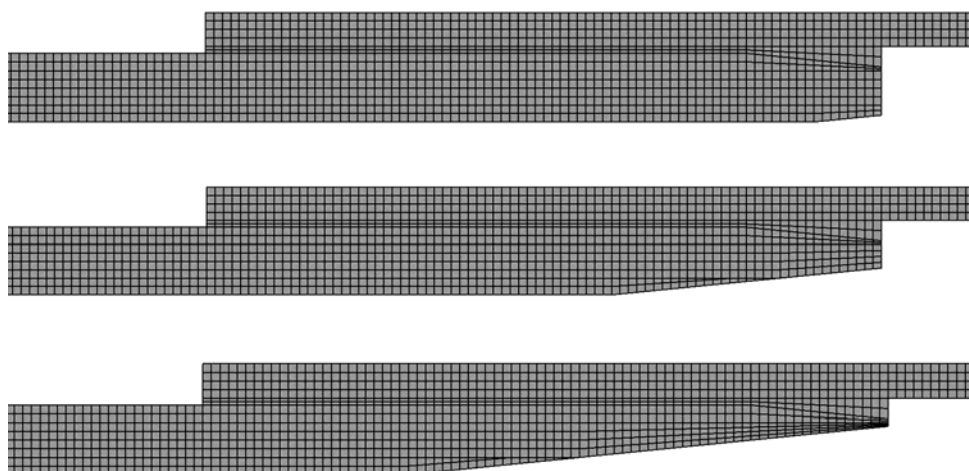


Figura 254 – Utilização de chanfro na superfície da placa oposta ao adesivo.

A Figura 255 representa a variação da tensão remota de colapso (σ_C) normalizada com as dimensões do chanfro na extremidade da placa afastada do adesivo. Facilmente se nota que este parâmetro em causa tem elevada relevância na resistência da junta, uma vez que se obtêm aumentos percentuais de 23% para um chanfro de 0,6 mm. Esta relevância encontra-se relacionada com a diminuição de rigidez da placa na sua extremidade, permitindo-lhe assim acompanhar a deformação vertical sofrida pelo remendo e atrasar a iniciação da fenda entre a placa e o adesivo (Figura 256). Como resultado, a resistência da placa aumenta consideravelmente.

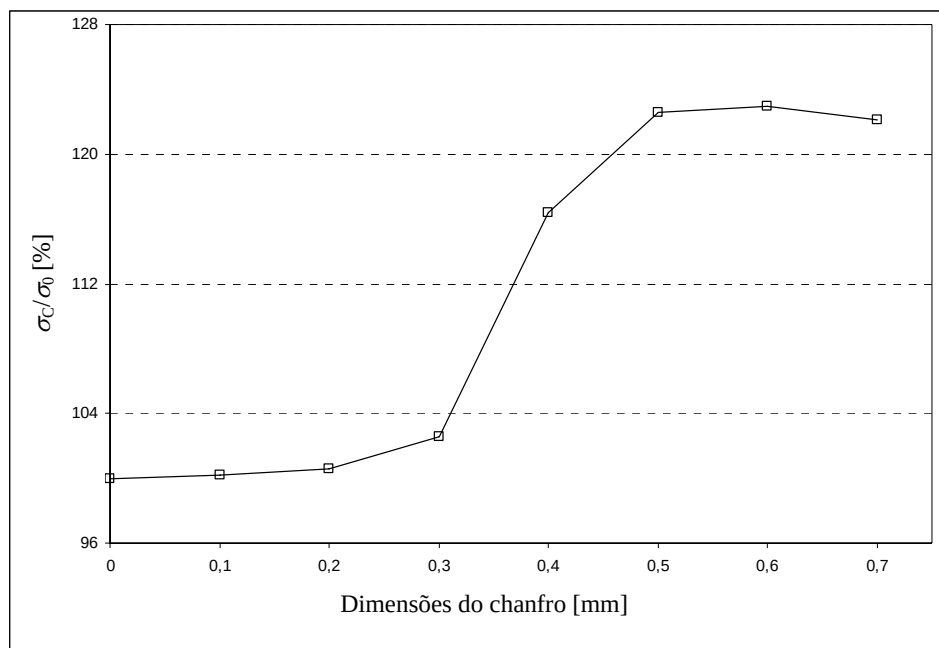


Figura 255 – Variação de σ_C normalizada com as dimensões do chanfro.

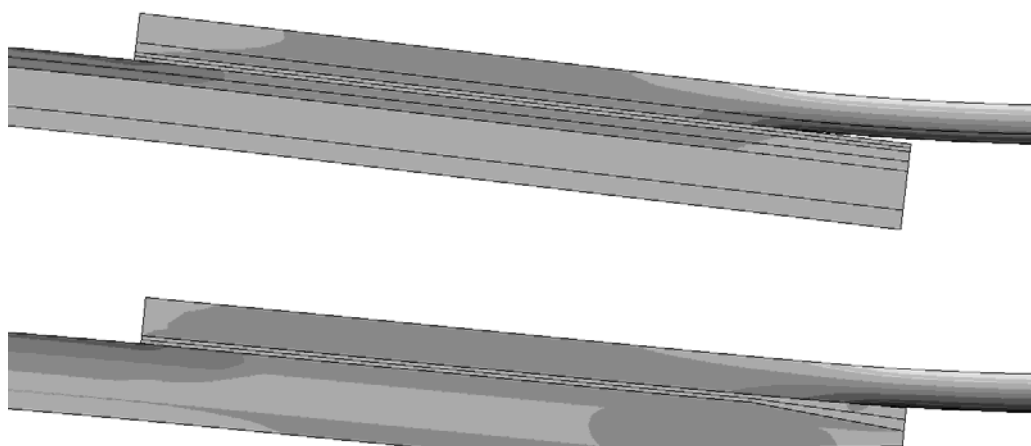


Figura 256 – Deformação da junta sem chanfro e com chanfro de 0,6 mm.

Como ensaios finais são criadas geometrias com combinações de parâmetros, nomeadamente aqueles que isoladamente permitem o aumento de resistência da junta. A Figura 257 representa uma junta com chanfro

da superfície em contacto com o remendo de 0,2 mm, chanfro na superfície oposta de 0,6 mm e filete liso. A Figura 258 representa uma junta com enchimento de adesivo no furo da placa e filete liso.

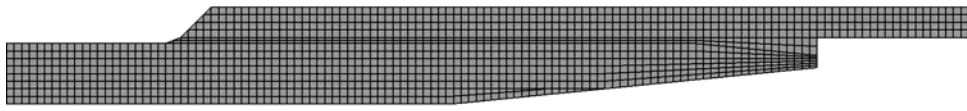


Figura 257 – Junta com filete liso e chanfros.

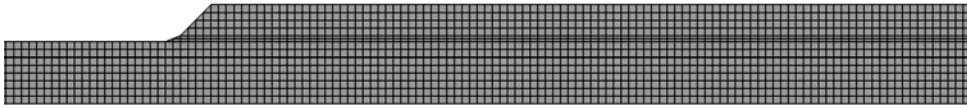


Figura 258 – Junta com filete liso e enchimento do furo com adesivo.

Comparando estas duas geometrias com a geometria original, sem nenhuma alteração, a geometria da Figura 257 conduz a um aumento na resistência da junta de 27%, ao passo que a geometria da Figura 258 conduz a uma diminuição de resistência de 4%. Revela-se então de extrema importância a utilização destas alterações geométricas, nomeadamente a chanfragem da extremidade da placa oposta ao adesivo, que isoladamente garante um aumento na resistência da junta de 23%.

6.4.2 Juntas de sobreposição dupla

Para as juntas de sobreposição dupla também é estudado em primeiro lugar o efeito da utilização de um chanfro no remendo na tensão remota de colapso (σ_c). As geometrias são idênticas às geometrias para junta de sobreposição simples (Figura 243), sendo utilizadas condições de simetria. A Figura 259 representa a tensão remota de colapso (σ_c) normalizada para juntas de sobreposição dupla com diferentes comprimentos de chanfro segundo a direcção da espessura (sempre com inclinação de 1/10). São comparados os resultados obtidos sem e com a consideração de não linearidade geométrica.

Mais uma vez se confirmam os resultados obtidos na literatura, uma vez que σ_c para a análise sem consideração da não linearidade geométrica é praticamente igual à obtida considerando esta condição. Também nas juntas de sobreposição dupla o aumento na resistência da junta provocado pela utilização de um chanfro é diminuto, pelo que a utilização do chanfro no remendo não será considerado.

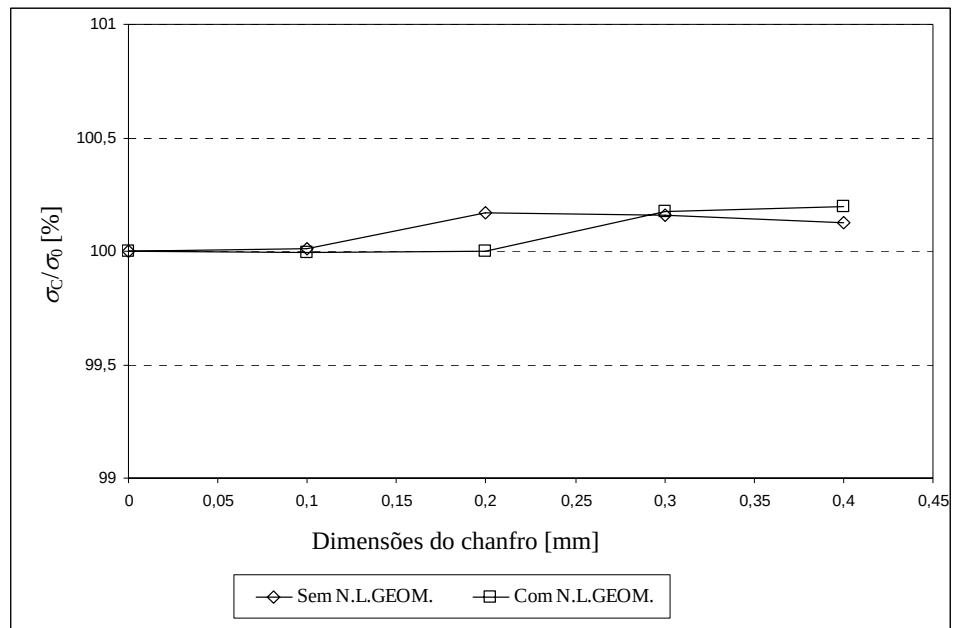


Figura 259 – Variação de σ_c normalizada com chanfros de dimensões distintas.

A análise seguinte compreende a utilização de aumentos localizados de espessura de adesivo na zona da extremidade exterior do adesivo. As geometrias são idênticas à junta de sobreposição simples (Figura 245). A Figura 260 representa a variação de σ_c normalizada com as dimensões do aumento de espessura de adesivo. Mais uma vez são consideradas análises linear e não linear geométrica.

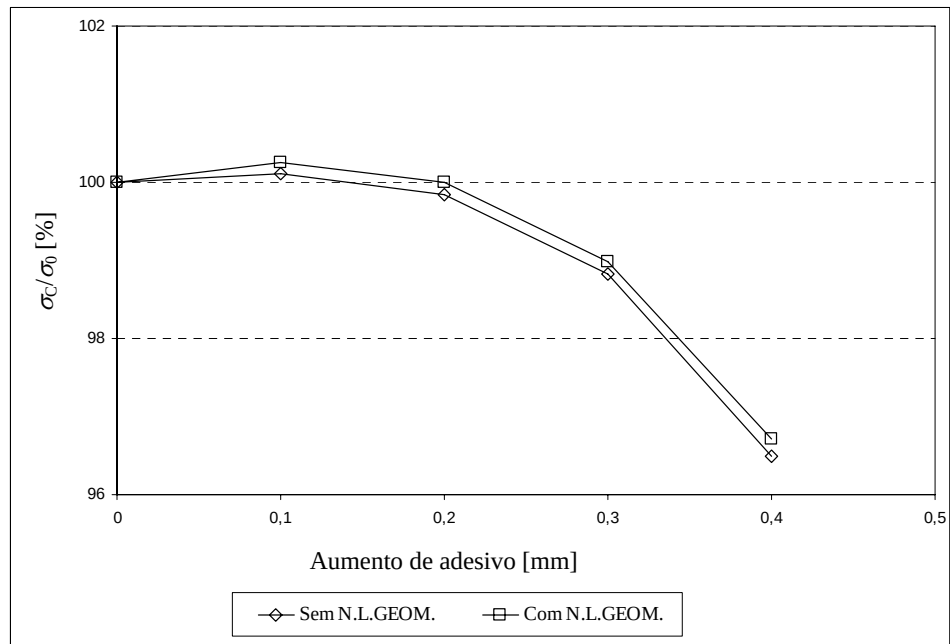


Figura 260 – Variação de σ_c normalizada com aumentos de espessura de adesivo.

Observa-se uma concordância dos valores de σ_c obtidos pelas duas análises, sendo de notar um aumento muito ligeiro na resistência da junta para um aumento de adesivo de 0,1 mm. Para valores superiores, a resistência da junta diminui.

Outra alteração local na geometria das juntas consistiu no enchimento do furo criado na placa por adesivo. A geometria utilizada é idêntica à junta de sobreposição simples (Figura 247). Esta alteração na junta provocou um aumento na resistência da junta de 9%. A Figura 261 representa a variação de σ_c normalizada com o valor de E apenas na zona do furo para valores compreendidos entre -70% e +70% do seu valor inicial.

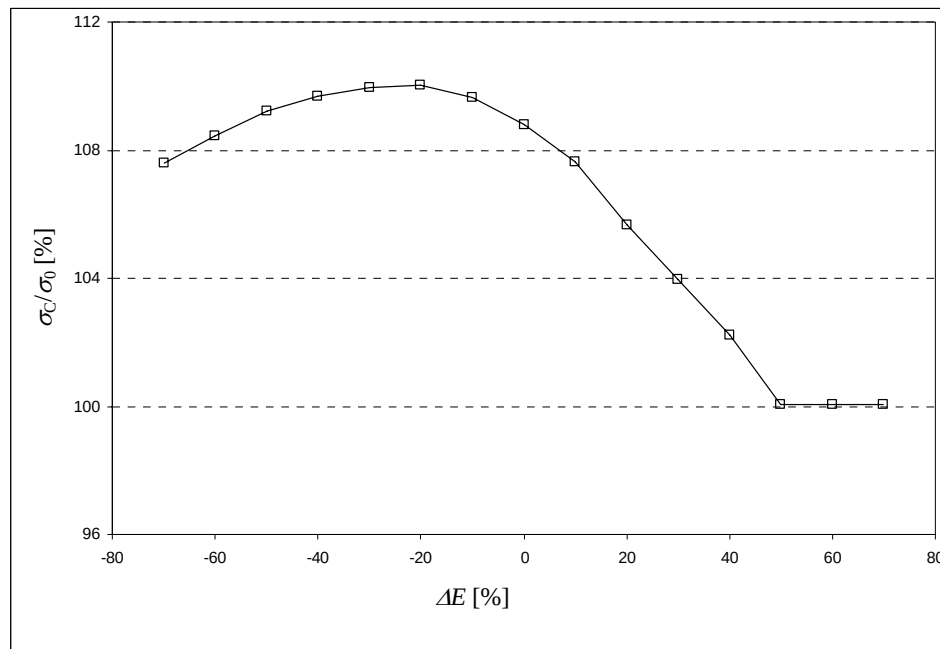


Figura 261 – Variação de σ_c normalizada com E apenas no furo.

Verifica-se que a resistência da junta depende do valor de E para o adesivo do furo. Como se observa na Figura 261, a utilização de enchimento do furo nunca diminui a resistência da junta, comparativamente com a junta original sem alterações geométricas ($\sigma_c/\sigma_0=100\%$). De facto, valores de E reduzidos provocam transferências de tensão reduzidas entre o adesivo e a placa e aumentos na resistência da junta reduzidos. Valores de E demasiado elevados provocam tensões elevadas no adesivo do furo e fractura da sua interface com a placa muito antes da cedência do adesivo entre placas e remendo, não influenciando a resistência da junta. Valores de E extremamente elevados provocam a quebra da ligação placa/adesivo do furo antes da cedência do adesivo entre placas e remendos (devido às elevadas tensões geradas) e como tal não influem na resistência da junta. Para valores mais reduzidos de E as tensões desenvolvidas no adesivo não são tão elevadas e o ponto de resistência máxima corresponde ao máximo valor de E garantindo ao mesmo tempo que a quebra da ligação placa/adesivo do furo acontece depois da rotura do adesivo entre placas e remendos. O valor de E correspondente à máxima resistência é 20% inferior ao considerado inicialmente de 1850 MPa.

Mais uma vez averiguar-se a influência da utilização de filetes na extremidade da sobreposição entre placa e remendo. As geometrias dos filetes são idênticas às mostradas na Figura 250. A Figura 262 representa a variação da tensão remota de colapso (σ_c) normalizada com as dimensões do filete. A designação 1 representa a junta original e a designação 5 a junta com o filete de maiores dimensões.

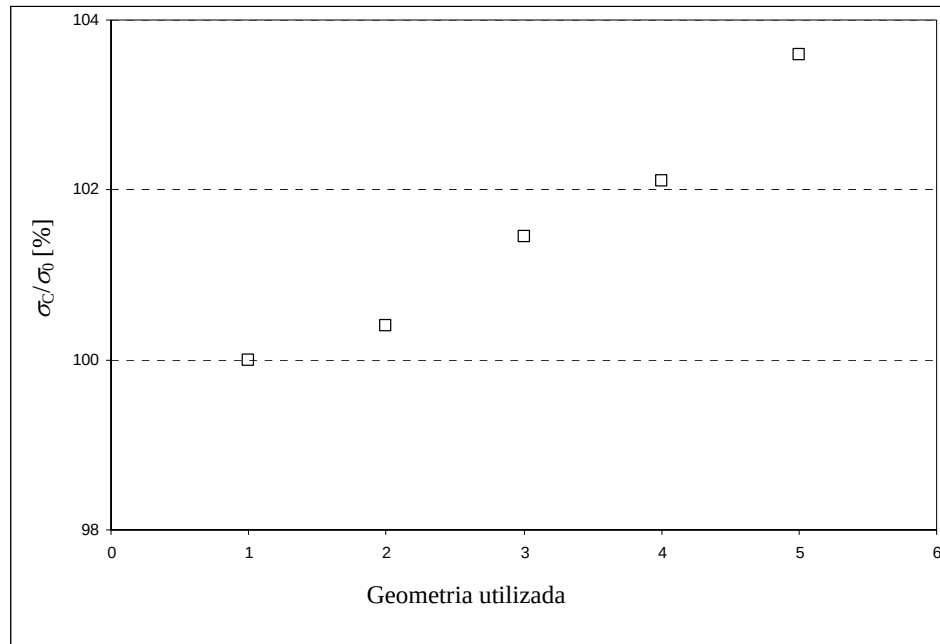


Figura 262 – Variação de σ_c normalizada com as dimensões do filete utilizado.

Uma outra geometria de filete foi utilizada (filete quadrado), bem como foram consideradas diferentes alterações de espessura de adesivo em conjunto com o uso de um filete. As geometrias representativas destas alterações são idênticas às apresentadas na Figura 252. Em todos estes casos observou-se um aumento da resistência da junta, embora no melhor caso de 0,4%, pelo que estas alterações não são consideradas. Foram chanfradas as extremidades superior e inferior das placas a ligar. Observam-se diminuições na resistência da junta que não atingem os 0,5%.

Finalmente é criada uma geometria combinando os dois parâmetros que em sobreposição dupla conduzem a um aumento de resistência: o filete e o enchimento do furo com adesivo. A geometria é idêntica à apresentada na Figura 258 para sobreposição simples, representando uma junta com enchimento de adesivo no furo da placa e filete liso. Para esta junta é conseguido um aumento de 12% na resistência da junta, quando comparada com a junta original sem alterações geométricas.

7 TRABALHO EXPERIMENTAL

O trabalho experimental apresentado no âmbito da presente dissertação consiste na realização de ensaios experimentais em juntas de reparação por sobreposição simples e dupla. O equipamento utilizado encontra-se nas instalações do INEGI. Sendo a dissertação apresentada de cariz fundamentalmente numérico, o trabalho experimental realizado tem apenas como objectivo a validação de alguns dos resultados e conclusões obtidos por via numérica. Como tal, são testadas algumas geometrias em juntas reparadas por sobreposição simples, considerando diferentes comprimentos de sobreposição e diferentes espessuras de remendo. Em juntas reparadas por sobreposição dupla, é testada apenas uma geometria. Para cada geometria são ensaiados três provetes. A Tabela 10 resume as geometrias testadas. Alguns parâmetros são ligeiramente diferentes dos utilizados na análise numérica, devido a limitações do equipamento de ensaio utilizado. A sequência de empilhamento para as placas de 0,6, 1,2, 1,8 e 2,4 mm é de (0_4) , (0_8) , (0_{12}) e (0_{16}) , pela ordem respectiva.

Tabela 10 – Geometrias testadas experimentalmente.

		Designação	L	a	t_p	t_A	t_R
Sobreposição Simples	Estudo da alteração do comprimento de sobreposição	P1	5	15	2,4	0,2	1,2
		P2	10	15	2,4	0,2	1,2
		P3	15	15	2,4	0,2	1,2
		P4	20	15	2,4	0,2	1,2
	Estudo da alteração da espessura do remendo	P5	15	15	2,4	0,2	0,6
		P6	15	15	2,4	0,2	1,8
		P7	15	15	2,4	0,2	2,4
		Sobreposição Dupla	P8	10	15	2,4	0,2

7.1 Fabricação das placas

Para a obtenção dos provetes são fabricadas placas de laminados compósitos que são posteriormente cortadas para as dimensões finais dos provetes. A fabricação das placas seguiu os seguintes passos:

1. Retirar o rolo do compósito de carbono-epóxico do armazenamento a baixa temperatura ($T=-18^{\circ}\text{C}$), deixando-o estabilizar durante alguns minutos à temperatura ambiente.

2. Depois de dimensionar as folhas de carbono-epóxico (400x400 mm) procedeu-se ao corte das mesmas, tendo em atenção as sequências de empilhamento pretendidas. No presente caso, a sequência de empilhamento de todas as camadas é de 0^0 .
3. Para melhor adesão entre camadas efectuou-se um ligeiro aquecimento das folhas (Figura 263).



Figura 263 – Processo de aquecimento das folhas de carbono/epóxico.

4. O empilhamento das várias camadas foi efectuado respeitando a sequência de empilhamento pré-estabelecida. Após a colocação de cada camada é aplicada pressão ao conjunto com a ajuda de uma espátula para facilitar a adesão entre as camadas (Figura 264).



Figura 264 – Fricção das folhas de carbono.

5. Depois de terminar a colocação das camadas correspondentes ao laminado o conjunto é revestido com um filme desmoldante em Teflon® e selado com uma fita adesiva resistente a altas temperaturas (Figura 265), que irá impedir a fuga de resina quando as placas se encontrarem na prensa para o processo de cura.

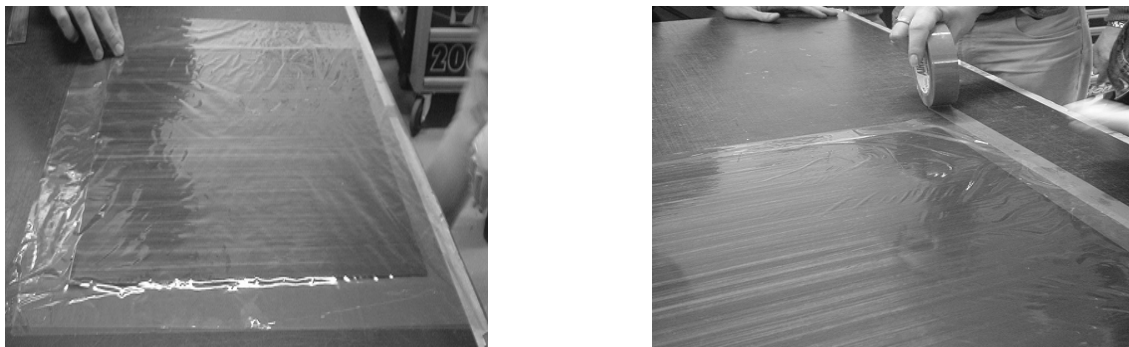


Figura 265 – Revestimento com o filme desmoldante e colocação da fita adesiva.

O aspecto da placa de compósito selada é o apresentado na Figura 266.

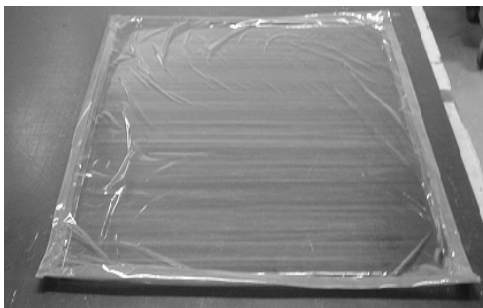


Figura 266 – Aspecto da placa antes do processo de cura.

7.2 Cura das placas

As placas são colocadas na prensa de pratos quentes (Figura 267, Figura 268 e Figura 269) para serem submetidas a um ciclo térmico (Figura 270) tendo como parâmetros de controle a pressão e a temperatura. Neste processo a temperatura das placas vai aumentando a uma taxa de $4^{\circ}\text{C}/\text{minuto}$, levando a uma diminuição da viscosidade da resina epóxida, que flui e reveste uniformemente as fibras de carbono circundante. A polimerização da resina dá-se quando a temperatura atinge os 130°C . Com uma pressão de 2 bar e mantendo a temperatura de 130°C o processo de cura termina ao fim de 120 minutos.



Figura 267 – Prensa de pratos quentes.



Figura 268 – Colocação da placa na prensa de pratos quentes.

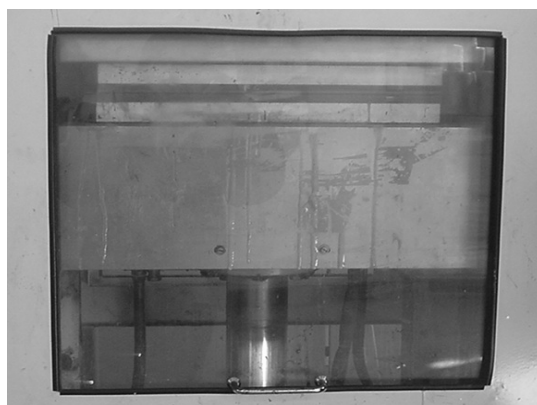


Figura 269 – Placa durante o processo de cura.

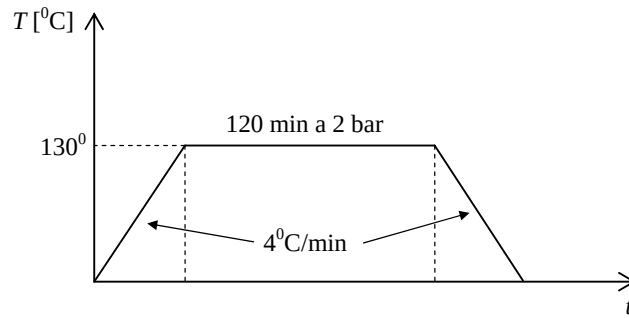


Figura 270 – Ciclo térmico aplicado às placas.

Após o processo de cura, as placas ficam a arrefecer à temperatura ambiente e finalmente são retiradas da prensa. A figura seguinte representa a placa após esta ter sido sujeita ao referido ciclo térmico.

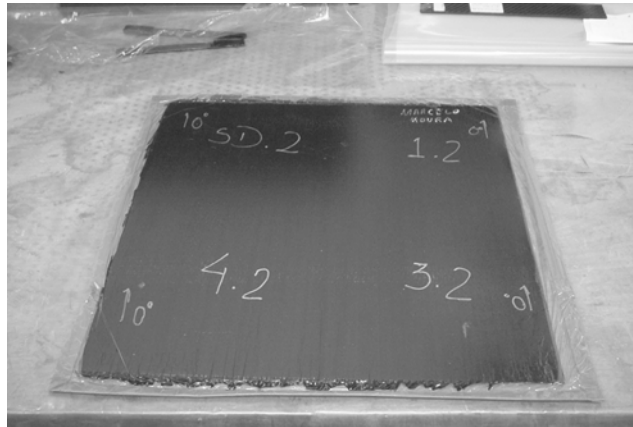


Figura 271 – Placa após aplicação do ciclo térmico.

7.3 Corte e acabamento final

Cada placa foi marcada com as dimensões finais dos provetes e foi cortada com alguma folga para uma posterior lixagem garantir as dimensões pretendidas. O corte foi efectuado utilizando a máquina de corte de materiais compósitos do INEGI. Esta máquina é constituída por um disco de corte e um sistema de aspiração, sendo apresentada na Figura 272.

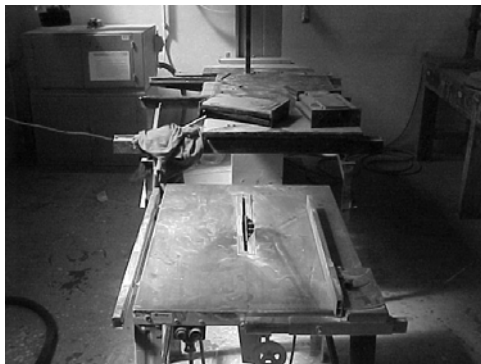


Figura 272 – Equipamento de corte existente do INEGI.

A lixagem dos provetes e dos remendos foi efectuada utilizando um torno mecânico e pequenos suportes de madeira para fixar os provetes e os remendos (Figura 273), de forma a não danificar os mesmos durante a sua fixação. Para a lixagem foi utilizada lixa grossa (índice 60) para desbaste grosseiro das arestas, sendo posteriormente utilizada lixa fina (índice 120) para a obtenção das dimensões finais e acabamento das arestas. A medição das dimensões finais foi efectuada com um paquímetro, com precisão de 0,05 mm.

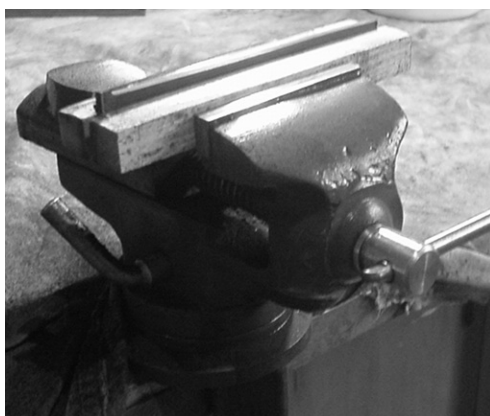


Figura 273 – Lixagem manual dos provetes.

7.4 Colagem dos provetes

A colagem dos provetes foi efectuada com o adesivo Araldite® 420 A/B. O adesivo é fornecido em duas embalagens: a resina e o acelerador de cura. A preparação consiste na mistura dos dois componentes na razão de 10 g de resina para 4 g de acelerador de cura. Após a mistura dispõe-se de cerca de duas horas até a cola deixar de ter a viscosidade necessária ao seu manuseamento. Como preparação das superfícies recorreu-se a uma lixagem das mesmas, nos provetes e remendos em contacto com a cola. Foi utilizada uma lixa superfina de índice 320 para melhorar a adesão do adesivo sem no entanto provocar uma diminuição acentuada na espessura das placas e remendos. Após se efectuar a mistura da cola, esperou-se cerca de uma hora até aplicar a cola nos provetes. Este procedimento deve-se ao facto da cola, imediatamente após mistura, apresentar uma baixa viscosidade, sendo assim difícil o posicionamento dos provetes e remendos, sem que estes se desloquem depois

devido a toques acidentais ou à colocação dos pesos. Nesta fase o posicionamento dos provetes e remendos não foi muito rigorosa.

A Figura 274 representa a colagem de um dos lados de um provete, bem como o seu posicionamento inicial pouco rigoroso. Os provetes de sobreposição simples foram colados em duas etapas, como se mostra na figura, para ser possível garantir a espessura de adesivo de 0,2 mm. Para garantir esta espessura, foi colado inicialmente um dos lados do remendo, sendo o outro apoiado em dois pedaços de folha de papel de 80 g/m², que apresentam uma espessura exacta de 0,2 mm. Posteriormente o peso é colocado apenas na zona sem adesivo, garantindo assim a espessura desejada. Para o posicionamento rigoroso dos provetes, efectuado uma hora e meia após a mistura dos componentes do adesivo (pelas razões já apontadas), foram utilizadas folhas A4 marcadas com linhas finas indicando os limites exteriores dos provetes e o espaçamento de 5 mm entre placas (Figura 275, que apresenta já a colagem do segundo lado do remendo). O controle do comprimento de sobreposição entre placas e remendo é garantido por um paquímetro.



Figura 274 – Colagem dos provetes e posicionamento inicial.



Figura 275 – Posicionamento final dos provetes.

A Figura 276 permite observar um dos dois métodos utilizados para pressionar os provetes durante a cura e garantir a espessura correcta de adesivo, através da utilização de grampos.

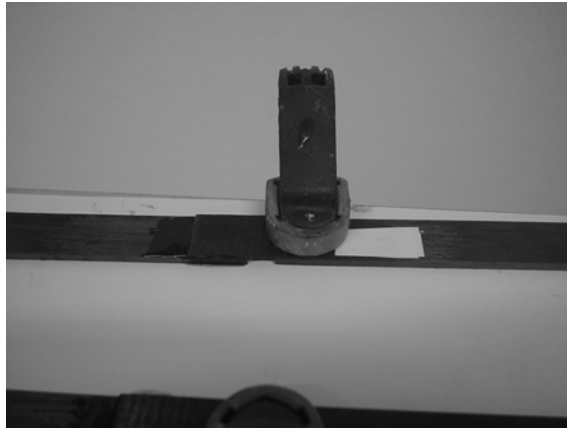


Figura 276 – Utilização de grampos para segurar os provetes.

Utilizando grampos, o posicionamento correcto das placas foi garantido utilizando barras de madeira (Figura 277).

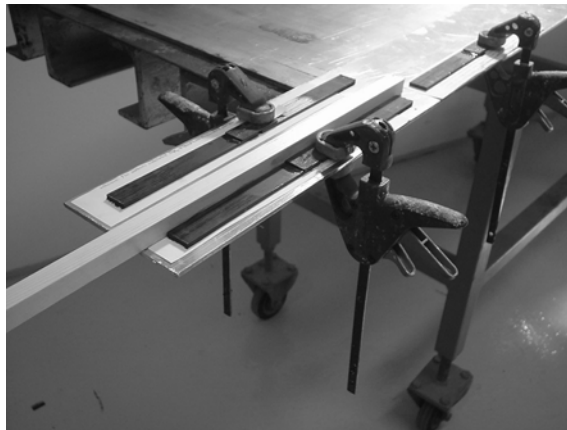


Figura 277 – Utilização de barras de madeira para alinhamento dos provetes.

O outro método utilizado para pressionar os provetes durante a cura consistiu na utilização de uma barra de aço em conjunto com uma barra fina de madeira (Figura 278). A barra de aço tem como objectivo pressionar os provetes, ao passo que a barra de madeira garante que a pressão é aplicada apenas na região pretendida, ou seja, do lado do remendo que não está a ser curado.



Figura 278 – Utilização de uma barra de madeira para pressionar os provetes apenas na região pretendida.

A Figura 279 apresenta o aspecto final dos provetes após o ciclo de cura, sendo visíveis os inevitáveis excessos de adesivo nos bordos laterais e nas extremidades do comprimento de sobreposição.

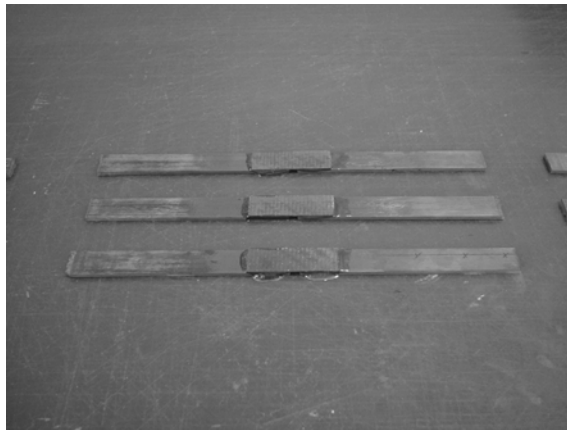


Figura 279 – Aspecto final dos provetes.

Como acabamento final dos provetes, foram removidos os excessos de adesivo laterais, utilizando uma lima. A Figura 280 mostra dois provetes de sobreposição dupla com as arestas limadas. Os excessos nas extremidades dos remendos não foram removidos, o que significa que se ensaiaram juntas com filete.

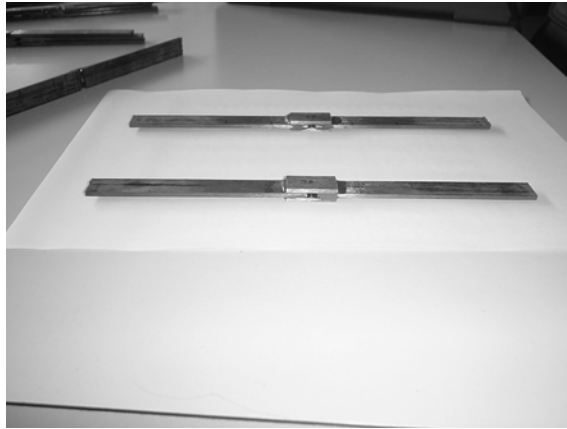


Figura 280 – Provetes de sobreposição dupla após acabamento (vista lateral).

7.5 Ensaios efectuados

Os provetes foram traccionados até à rotura e retiradas as respectivas curvas $P-\delta$. A Figura 281 representa a máquina INSTRON utilizada para a solicitação de tracção dos provetes, com particular detalhe para o equipamento de suporte e solicitação dos provetes e para o equipamento de aquisição de dados utilizado. A Figura 282 permite observar o posicionamento do extensómetro no provete.



Figura 281 – Equipamento de suporte e solicitação dos provetes.

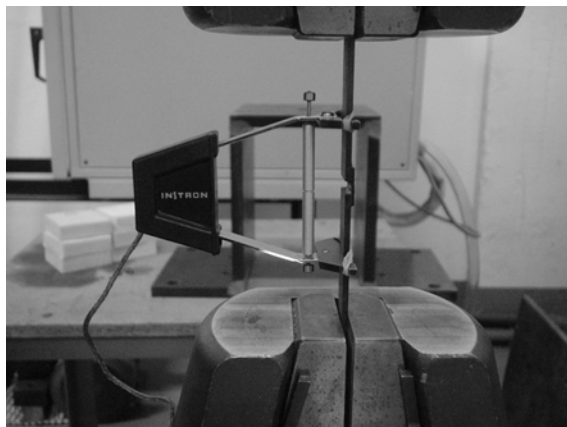


Figura 282 – Colocação do extensómetro no provete.

O extensómetro apresenta um comprimento entre apoios de 50 mm, sendo este valor utilizado para o cálculo dos deslocamentos em função da deformação sofrida pelo mesmo. A fixação das extremidades do extensómetro ao provete é efectuada por intermédio de elásticos. Devido à difícil fixação das extremidades do extensómetro um teste foi efectuado em cada provete antes da sua solicitação, que consistiu em aplicar uma ligeira pré-tensão aos provetes e observar a reacção do extensómetro. Após se constatar o bom funcionamento do mesmo, a deformação do extensómetro é anulada, sendo dada a ordem para a realização do ensaio. Os dados são adquiridos por um computador pessoal, sendo posteriormente gravados e tratados. A Figura 283 representa um ensaio em curso, onde se observa a deformação lateral sofrida por um provete de sobreposição simples no instante antes de partir.

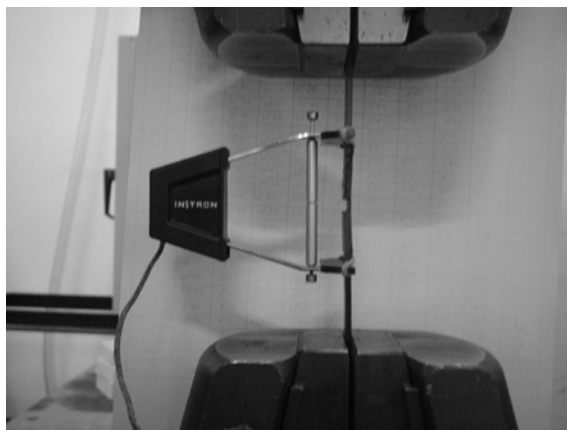


Figura 283 – Provette em solicitação no instante antes de partir.

8 DISCUSSÃO DE RESULTADOS

Neste capítulo são apresentados os resultados respeitantes aos ensaios experimentais efectuados, sendo também comparados com os resultados numéricos. Os modelos numéricos utilizam elementos finitos de interface nas localizações apresentadas na Figura 211. As propriedades consideradas são as referentes ao adesivo Araldite® 420 A/B (Tabela 9). São identificados os modos de rotura observados experimentalmente nos provetes ensaiados, sendo estes também analisados à luz da análise tensorial apresentada anteriormente. Posteriormente, é efectuada uma comparação entre os resultados numéricos e experimentais, em termos de rigidez equivalente (E_{eq}) e tensão de colapso (σ_c). São comparadas as curvas σ - δ para ambos os casos.

8.1 Modos de rotura observados

Após o conjunto de provetes ensaiado (Tabela 10), constata-se a existência de três modos de rotura distintos: rotura interlaminar do remendo (Figura 284), rotura interlaminar das placas (Figura 285) e rotura adesiva (Figura 286). Refere-se que em todos os casos em que se observou rotura interlaminar do remendo, esta teve lugar a menos de 0,05 mm da superfície do mesmo. Comparando este valor com os 0,15 mm correspondentes a uma camada unidireccional, pode-se dizer que a rotura acontece na vizinhança da interface adesivo/remendo e no interior da camada.

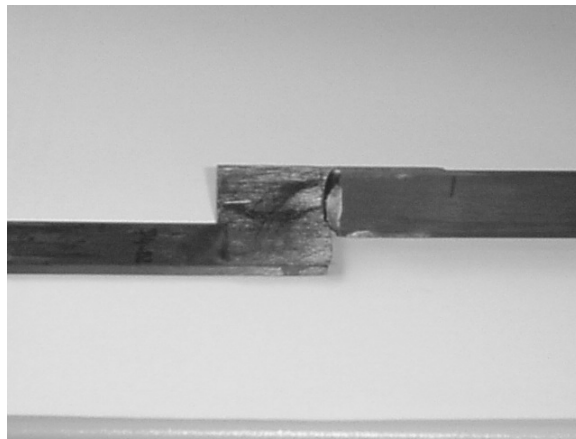


Figura 284 – Rotura interlaminar do remendo numa junta de sobreposição simples.

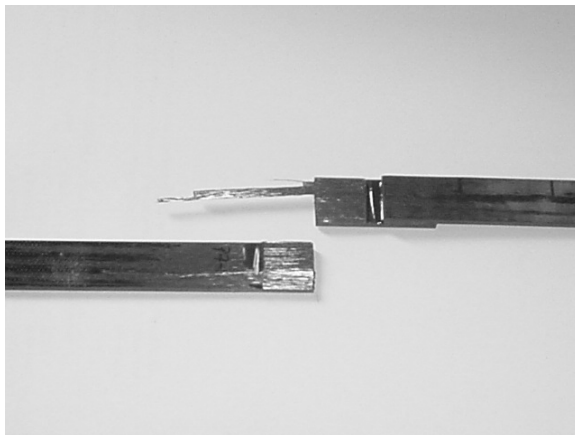


Figura 285 – Rotura interlaminar da placa de uma junta de sobreposição simples.

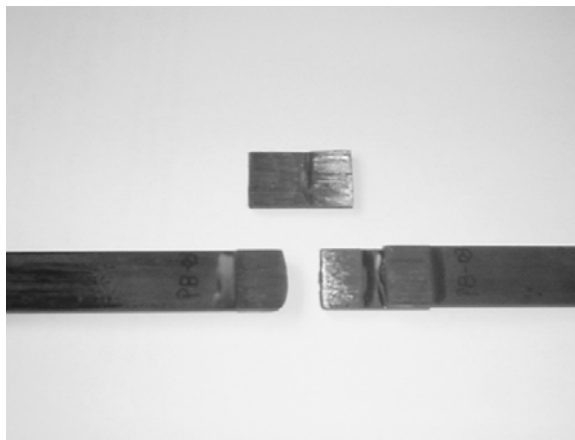


Figura 286 – Rotura adesiva de uma junta de sobreposição dupla.

As séries de provetes P1 a P6 (Tabela 10) apresentam rotura interlaminar do remendo (Figura 284). Estas séries correspondem ao conjunto de provetes de sobreposição simples onde foi estudado o efeito do comprimento de sobreposição (valores de L iguais a 5, 10, 15 e 20 mm) e o conjunto de provetes onde foi estudado o efeito da espessura do remendo, embora apenas para as espessuras de remendo de 0,6 e 1,8 mm. A série de provetes P7, correspondente a uma espessura de remendo de 2,4 mm, sofreu rotura interlaminar das placas (Figura 285). Recorde-se que para a espessura intermédia de 1,2 mm corresponde à série de provetes P3, o provete apresentou também rotura interlaminar do remendo. A série de provetes P8, correspondente aos provetes reparados por sobreposição dupla, evidenciou rotura adesiva (Figura 286).

Os resultados obtidos para os provetes P1 a P4, correspondentes à variação do comprimento de sobreposição em sobreposição simples, encontram-se em consonância com a análise tensorial efectuada no capítulo 5. Observe-se a Figura 119 e a Figura 120, representativas das distribuições das tensões normais segundo y e das tensões de corte, respectivamente, em vários planos ao longo da espessura de uma junta de sobreposição simples. Constatase a existência de dois picos destas tensões nas extremidades do comprimento do adesivo, já analisados. A magnitude do pico próximo do centro da junta, na zona onde o dano inicia, é

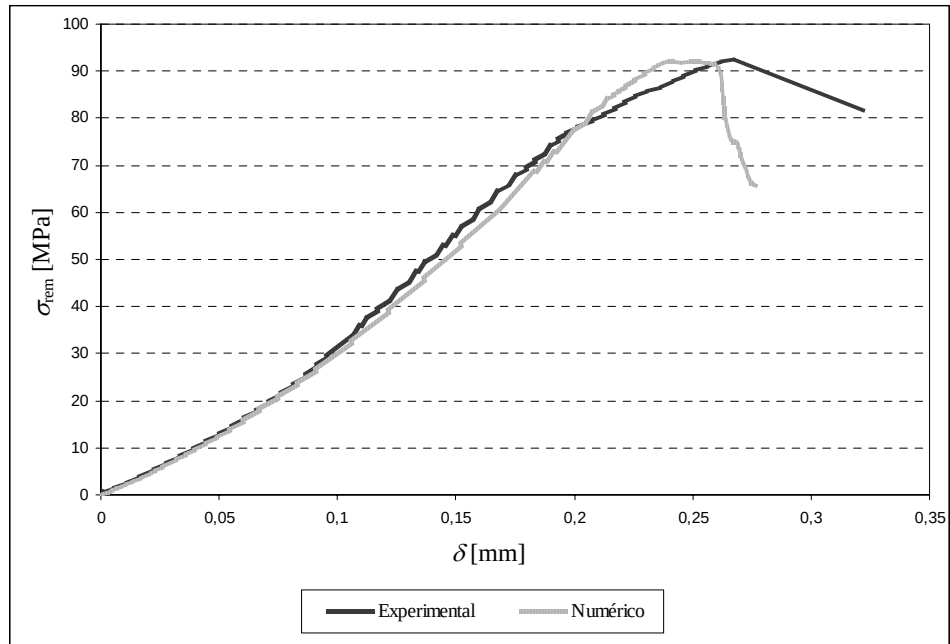
superior para a interface adesivo/remendo para as duas componentes de tensão. Assim, era de esperar que, experimentalmente, o dano se iniciasse próximo dessa interface, propagando ao longo desse plano, o que sucedeu. O resultado obtido para a série de provetes P7, onde se observou rotura interlaminar das placas, pode ser explicado pela Figura 137. A referida figura apresenta as distribuições das tensões normais segundo y a meio da espessura do adesivo para duas espessuras de remendo distintas. Consta-se que o aumento da espessura do remendo origina um aumento não negligenciável da magnitude do picos destas tensões mais próximo do centro da junta. Este facto leva à maior probabilidade de ocorrência de delaminação das placas, o que de facto ocorreu nos três provetes ensaiados com espessura de remendo de 2,4 mm. A série de provetes P8, correspondente a um conjunto de provetes reparados por sobreposição dupla, evidenciou rotura adesiva, ou seja, muito próximo das interfaces placa/adesivo e adesivo/remendo. Observando a Figura 152, representativa da distribuição de tensões normais segundo y a meio da espessura do adesivo, nota-se que o pico tractivo de tensões que em juntas de sobreposição simples provoca rotura interlaminar é compressivo, diminuindo assim bastante a probabilidade de delaminação das placas ou remendo. Também na Figura 156 são traçadas as distribuições de tensões normais segundo y em diferentes localizações. Observa-se um pico compressivo na extremidade das placas mais próxima do centro da junta, o que é favorável à não existência de delaminações. Por outro lado, no remendo, o pico tractivo destas tensões é muito inferior ao observado para a junta de sobreposição simples.

8.2 Comparação entre resultados numéricos e experimentais

É apresentada uma comparação entre os resultados numéricos decorrentes de modelos com elementos finitos de interface nas localizações apresentadas na Figura 211 e os resultados experimentais obtidos. São usadas as propriedades referentes ao adesivo Araldite® 420 A/B. A comparação é efectuada em termos de rigidez equivalente (E_{eq}) em regime elástico e tensão de colapso (σ_C). A Tabela 11 representa os resultados da comparação efectuada. Para cada série de provetes, são apresentados os valores de E_{eq} e σ_C médios, bem como o seu desvio padrão. São apresentados os valores numéricos obtidos e a diferença relativa entre os dois. A Figura 287 permite efectuar uma comparação entre resultado numérico e experimental em termos de curva $\sigma_{rem}-\delta$ para a série P5. A série corresponde a um valor de espessura de remendo de 0,6 mm. Consta-se a existência de boa concordância quer ao nível da rigidez equivalente, quer ao nível da previsão da tensão de colapso.

Tabela 11 – Comparação entre resultados numéricos e experimentais.

	$E_{eq\ exp}$ (GPa)		$E_{eq\ num}$ (GPa)	Erro (%)	$\sigma_{C\ exp}$ (MPa)		$\sigma_{C\ num}$ (MPa)	Erro (%)
	média	desvio			média	desvio		
P1	15,07	2,94	13,65	-9,4	47,97	1,53	47,58	-0,8
P2	14,64	0,26	14,20	-3,0	74,21	1,54	71,52	-3,6
P3	14,37	0,27	14,89	+3,6	87,17	7,41	85,88	-1,5
P4	14,94	0,85	15,77	+5,5	95,26	0,88	96,64	+1,4
P5	12,72	1,04	11,47	-9,8	90,80	4,14	92,04	+1,4
P6	20,95	2,01	20,03	-4,4	85,84	3,55	81,92	-4,6
P7	30,59	2,46	25,16	-17,7	83,81	16,18	78,03	-6,9
P8	61,47	3,78	58,91	-4,2	264,58	14,76	215,36	-18,6

Figura 287 – Comparação entre resultados experimentais e numéricos ($t_R=0,6$ mm).

As figuras seguintes apresentam um resumo dos resultados apresentados na Tabela 11. Na Figura 288 é efectuada uma comparação dos valores de E_{eq} obtidos numérica e experimentalmente para os quatro comprimentos de sobreposição estudados (5 mm (P1), 10 mm (P2), 15 mm (P3) e 20 mm (P4)). Na Figura 289 são comparados os valores de σ_C obtidos para os mesmos casos.

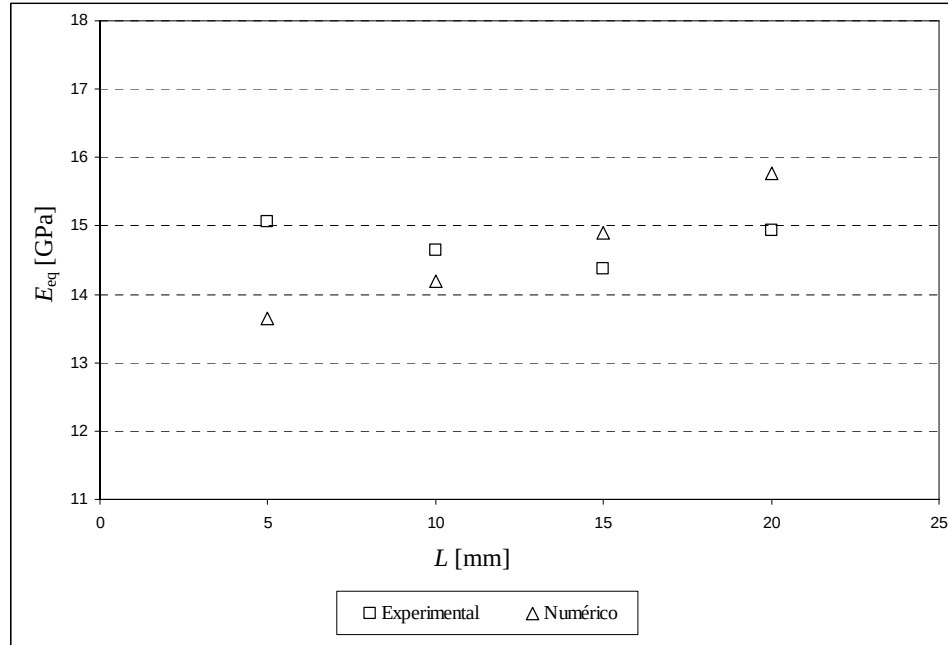


Figura 288 – Comparação de E_{eq} para diferentes comprimentos de sobreposição (situações P1 a P4).

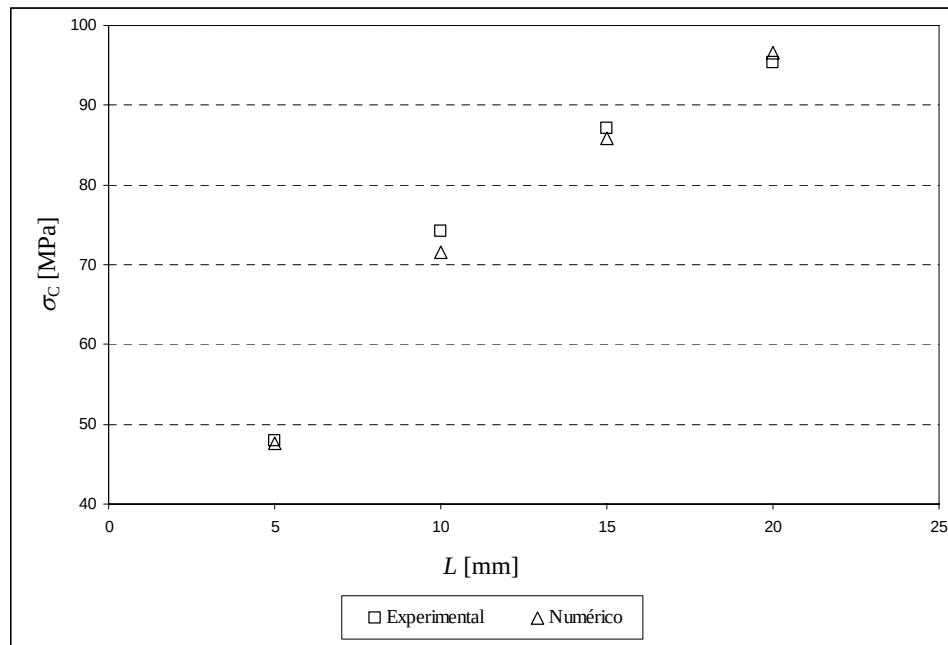


Figura 289 – Comparação de σ_C para diferentes comprimentos de sobreposição (situações P1 a P4).

Na Figura 290 é comparam-se os valores de E obtidos numérica e experimentalmente para as quatro espessuras de remendo (0,6 mm (P5), 1,2 mm (P3), 1,8 mm (P6) e 2,4 mm (P7)). Na Figura 291 são comparados os valores de σ_C obtidos para os mesmos casos.

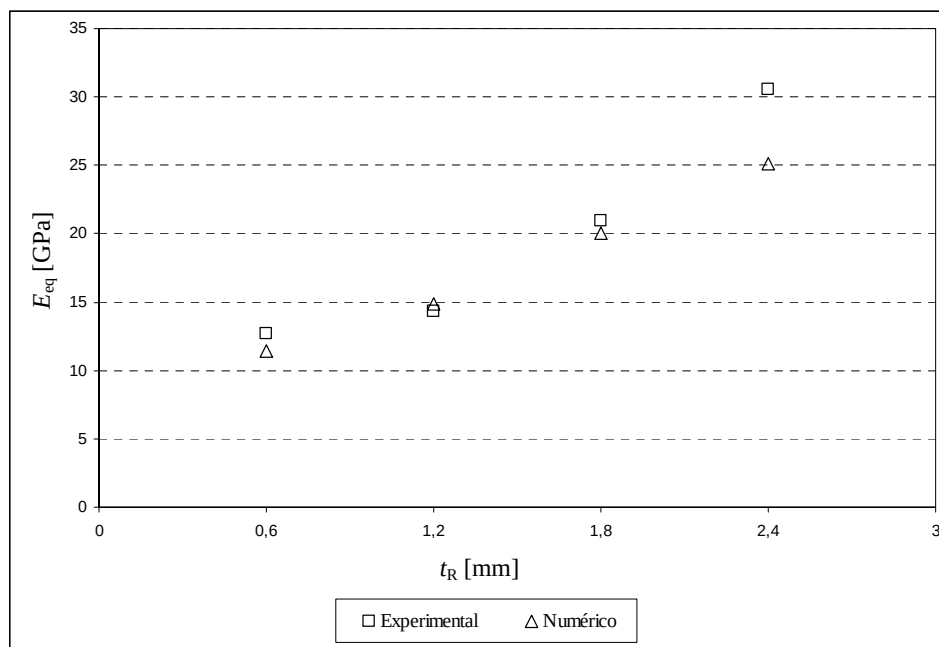


Figura 290 – Comparação de E_{eq} para diferentes espessuras do remendo (situações P5, P3, P6 e P7).

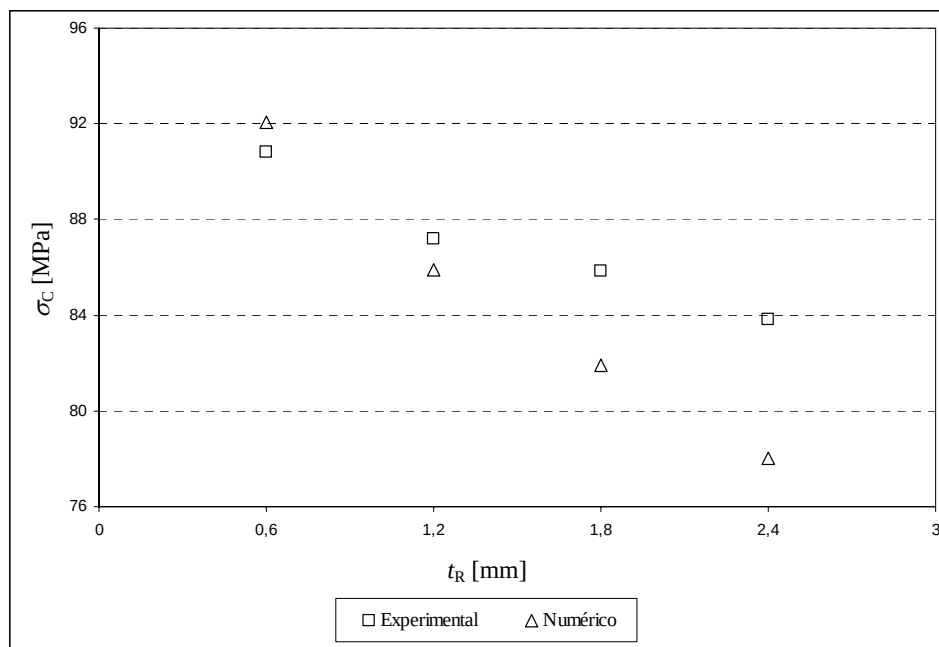


Figura 291 – Comparação de σ_C para diferentes espessuras do remendo (situações P5, P3, P6 e P7).

Observando a Figura 288 e a Figura 290, correspondentes aos valores de E_{eq} para diferentes comprimentos de sobreposição e espessuras de remendo, respectivamente, constata-se ligeiras diferenças. Para o primeiro caso, nota-se uma tendência de aumento de E_{eq} com o comprimento de sobreposição, relativamente aos valores numéricos. Este resultado é expectável, pois o aumento do comprimento de sobreposição torna a junta mais rígida. Experimentalmente foram obtidos valores próximos, mas sem se observar a referida tendência. Considera-se que esta discrepância tem lugar devido à dificuldade de garantir experimentalmente a espessura de adesivo de 0,2 mm. De facto, é sabido que pequenas alterações na espessura do adesivo levam a grandes variações da rigidez da junta, que depende quase em exclusivo da distorção das camadas de adesivo. Analisando a Figura 289 e a Figura 291, que representam os valores de σ_c para diferentes comprimentos de sobreposição e espessuras de remendo, respectivamente, observa-se uma boa correlação entre valores numéricos e experimentais. Comparando os valores obtidos para os diferentes comprimentos de sobreposição, a correlação é bastante boa, sendo o erro relativo máximo de 3,6%. Constata-se um aumento de σ_c com o comprimento de sobreposição, embora com uma taxa decrescente. Para as diferentes espessuras do remendo, em ambos os casos (numéricos e experimentais) a tendência é de diminuição da resistência da junta, sendo no entanto os valores numéricos obtidos inferiores aos experimentais (diferença máxima de 6,9%). Esta diminuição encontra-se relacionada com o aumento dos picos de tensões normais segundo y (Figura 137) e de tensões de corte (Figura 138) na extremidade do adesivo mais próxima no centro da junta. Para a geometria de sobreposição dupla estudada, observou-se um valor de E_{eq} numérico idêntico ao experimental, ao passo que o valor de σ_c obtido numericamente é inferior em 18,6% relativamente ao resultado experimental médio.

9 CONCLUSÕES E PERSPECTIVAS DE TRABALHO FUTURO

É conhecida a elevada susceptibilidade dos materiais compósitos de carbono-epóxico sob impacto de baixa velocidade, provocado por exemplo pelo embate de uma ave ou ferramenta numa asa de um avião. O dano provocado é essencialmente constituído por delaminagens entre camadas diferentemente orientadas e, para além de ser dificilmente detectável, reduz drasticamente a resistência residual dos materiais, nomeadamente quando estes estão submetidos a solicitações de compressão. Torna-se assim extremamente importante o conhecimento dos principais tipos de reparação possíveis de executar em estruturas de CFRP danificadas. Um factor que influi nesta importância é a dificuldade e custo da reciclagem deste tipo de materiais. Sendo assim, a presente dissertação pretendeu de alguma forma estudar os tipos de reparações mais comuns neste tipo de estruturas. Os tipos de reparação estudados são a reparação por sobreposição simples, sobreposição dupla e remendo embebido no material a reparar. As reparações por sobreposição consistem na realização de um furo na zona danificada para remoção do material afectado pelo dano, e posterior colagem de um ou dois remendos de forma tipicamente circular (conforme se trate de sobreposição simples ou dupla) na superfície do compósito na zona danificada. As reparações por remendo embebido no material a reparar consistem na realização de um furo de forma tronco-cónica na zona danificada e preenchimento dessa zona do furo pelo remendo. Este último tipo de reparação apresenta as vantagens da sua elevada eficiência, devido à elevada área de contacto entre placas e remendo, bem como de não ser alterada a forma exterior da placa danificada, contribuindo assim para um melhor aspecto estético e comportamento aerodinâmico se for esse o caso. O trabalho apresentado é de cariz essencialmente numérico, sendo estudados os tipos de reparação referidos pelo Método dos Elementos Finitos, utilizando o software ABAQUS®. É efectuada uma análise tensorial nas juntas, variando alguns parâmetros geométricos com influência na resistência das mesmas. Posteriormente, é efectuada uma análise de resistência com o objectivo de otimizar o desenho das juntas. Os modelos construídos são bidimensionais, que representam uma aproximação das geometrias tridimensionais das referidas reparações. A aproximação tem algumas limitações, nomeadamente a não consideração de algumas componentes de tensão que se observam tridimensionalmente. O efeito mais proeminente é o da concentração de tensões normais segundo a direcção da solicitação na vizinhança do furo. No entanto, a dissertação apresentada pretende apenas dar indicações de carácter qualitativo da influência dos vários parâmetros na resistência da junta. A parte experimental realizada diz respeito apenas a juntas de sobreposição simples e dupla. Em sobreposição simples são considerados diferentes comprimentos de sobreposição, bem como diferentes espessuras de remendo. Em sobreposição dupla é estudada apenas uma geometria.

O capítulo dedicado à análise tensorial de reparações descreve e analisa as diferentes distribuições de tensões em juntas de sobreposição simples e dupla, bem como de remendo embebido. É estudada a influência dos principais parâmetros geométricos nestas distribuições. Nas juntas de sobreposição simples observa-se um fenómeno de flexão associado à tracção. Este fenómeno provoca uma concentração de tensões na face inferior

do remendo, onde as tensões de tracção apresentam o mesmo sentido. As distribuições das tensões normais segundo x , segundo y e de corte evidenciam picos pronunciados nas extremidades do adesivo. Sendo as tensões normais segundo y potencialmente causadoras de delaminagens, observa-se que as juntas de sobreposição simples são as mais susceptíveis de delaminar pelas placas ou pelo remendo, pois os dois picos das tensões normais segundo y são tractivos. Nas juntas de sobreposição dupla o pico destas tensões mais próximo do centro da junta é compressivo, diminuindo a probabilidade de ocorrência de delaminação nestas juntas. São também apresentadas as distribuições de tensões normais segundo y e de corte em várias localizações ao longo da espessura da junta. Para ambos os casos de juntas de sobreposição observou-se que os picos destas tensões são de magnitude superior nas interfaces placa/adesivo e adesivo/remendo, sugerindo que o dano tem início nas ou próximo das referidas interfaces. Verificou-se a duplicação da tensão de colapso plástico da junta de sobreposição dupla relativamente à simples. Considerando colapso elástico, a razão é superior ao dobro, pois os picos de tensões de corte em sobreposição simples são superiores em magnitude aos observados em juntas de sobreposição dupla. O aumento do comprimento de sobreposição leva à existência de uma região intermédia do adesivo não solicitada de dimensões crescentes, conduzindo este facto a que a resistência elástica da junta não aumente proporcionalmente ao comprimento de sobreposição. Em juntas de sobreposição simples o aumento da espessura do remendo leva a um aumento do pico de tensões normais segundo y mais próximo do centro da junta, aumentando assim a probabilidade de ocorrência de delaminagens. Em sobreposição dupla, o pico compressivo destas tensões mantém-se inalterado, ao passo que o pico tractivo aumenta em magnitude com a espessura do remendo. Conclui-se que espessuras de remendo superiores a metade da espessura das placas levam a uma redução efectiva da resistência das juntas devido ao aumento acentuado do pico tractivo. Para as juntas de sobreposição dupla, obtém-se uma resistência residual após reparação idêntica à de uma placa não danificada para as placas cuja sequência de empilhamento propicia uma menor resistência segundo a direcção da solicitação. Para placas unidireccionais e orientadas segundo a direcção da solicitação, o rendimento é notoriamente inferior. Verificou-se uma diminuição do rendimento com o aumento da espessura das placas. Analisando as juntas com remendo embebido, com ângulo de inclinação de 2° , obtém-se valores de σ_c muito superiores aos obtidos para as juntas de sobreposição. Relativamente às tensões normais a meio da espessura do adesivo, estas evidenciam picos tractivos bastante pronunciados nas extremidades do mesmo. Observando as tensões de corte, estas são aproximadamente constantes ao longo do adesivo, com concentrações elevadas nas interfaces placa/adesivo e adesivo/remendo. Analisando vários ângulos de inclinação, constata-se relativamente às tensões normais que estas tendem a uniformizar com o aumento do referido ângulo, sendo os picos nas extremidades do adesivo progressivamente eliminados. Quanto às tensões de corte, observa-se que estas aumentam ligeiramente com o aumento do ângulo de inclinação, uniformizando também a sua distribuição ao longo do adesivo. Em termos de resistência para os vários ângulos de inclinação, esta aumenta exponencialmente com a diminuição do referido ângulo. Também neste tipo de juntas se analisou a influência das sequências de empilhamento das placas e remendo, bem como da espessura, no rendimento da junta. As conclusões obtidas são idênticas às já referidas para as juntas de sobreposição dupla. Comparando os três tipos de reparação em termos de tensão de colapso, observa-se que esta é superior para as juntas de remendo embebido, embora as juntas de sobreposição dupla com um comprimento de sobreposição de 45 mm apresentem valores próximos, considerando colapso plástico.

A análise numérica da resistência de reparações é efectuada recorrendo aos elementos finitos de interface já referidos. Para as juntas de sobreposição simples e dupla foram simuladas roturas adesivas, coesivas, inter e intralaminares, bem como determinadas as condições conducentes a cada um destes tipos de rotura. Para os dois casos de sobreposição observou-se que, com propriedades idênticas para todas as interfaces da junta, a rotura é adesiva. Roturas coesivas, inter e intralaminares foram simuladas reduzindo apenas as propriedades respectivas às interfaces em causa. Para as juntas com remendo embebido, a rotura observável é adesiva, para propriedades idênticas das interfaces placas/adetivo e adesivo/remendo, bem como a meio da espessura do adesivo. A análise da variação da carga de rotura das juntas em função das propriedades mostrou nos três tipos de juntas uma influência reduzida das taxas críticas de libertação de energia e uma elevada influência das propriedades de resistência das interfaces. No caso das juntas de sobreposição simples constata-se que valores de resistência entre os 24 e os 48 MPa não conduzem a alterações assinaláveis na resistência da junta. Em todos os casos, a alteração das propriedades de resistência e de fractura realizada de forma simultânea levou a uma variação aproximadamente proporcional da resistência da junta.

Um método amplamente utilizado e referenciado na literatura como potencial auxílio ao aumento da resistência das juntas consiste na utilização de alterações geométricas locais. Para as juntas de sobreposição simples a utilização de chanfros nos remendos, bem como o aumento localizado da espessura do adesivo na extremidade do mesmo mais afastada do centro da junta, provaram não ter grande influência na resistência da mesma. A utilização da técnica de enchimento do furo correspondente à área danificada com adesivo leva a uma diminuição ligeira da resistência da junta, devido à aceleração do processo de início da fenda. A utilização de um filete leva a um aumento de resistência da junta de cerca de 4%. O aumento localizado da espessura do adesivo na extremidade do mesmo mais próxima do centro da junta origina um aumento muito reduzido da resistência da mesma. Da mesma forma, a chanfragem das placas na mesma zona leva a um aumento da resistência da junta de 23%. Combinando as três últimas alterações referidas, é obtido um aumento global de resistência de 27% relativamente à junta sem alterações. Nas juntas de sobreposição dupla, a utilização de chanfro no remendo provou não ter influência na resistência da junta, ao passo que o aumento da espessura do adesivo na extremidade do adesivo longe do centro da junta leva a uma ligeira redução na resistência da junta. O preenchimento do furo correspondente ao dano com adesivo permite a obtenção de um aumento de resistência da 9%. A utilização de um filete leva a um aumento de cerca de 3%. Combinando estes dois últimos parâmetros obtém-se um aumento global de 12% na resistência da junta. As variações percentuais obtidas não podem ser generalizadas a todo o tipo de juntas, dando no entanto uma ideia da ordem de grandeza do efeito das alterações referidas na resistência das juntas.

Foram efectuados ensaios experimentais no sentido de comprovar algumas das conclusões obtidas numericamente. Foram observados três modos de rotura distintos nas geometrias consideradas. As séries de provetes correspondentes às juntas de sobreposição simples onde foi estudado o efeito do comprimento de sobreposição (valores de L iguais a 5, 10, 15 e 20 mm) e o conjunto de provetes onde foi estudado o efeito da espessura do remendo (valores de t_R iguais a 0,6, 1,2 e 1,8 mm), revelaram rotura interlaminar no remendo, nas proximidades da interface adesivo/remendo. Os resultados obtidos encontram-se em consonância com a análise

tensorial efectuada no capítulo 5, onde é relatado um fenómeno de concentração de tensões normais segundo y e de corte nas interfaces placas/adesivo e adesivo/remendo. Os provetes correspondentes a uma espessura de remendo de 2,4 mm, sofreram rotura interlaminar das placas. O resultado obtido pode ser explicado pela distribuição das tensões normais segundo y , na medida em que o aumento da espessura do remendo origina um aumento não negligenciável da magnitude do pico destas tensões mais próximo do centro da junta. Este facto suscita uma maior probabilidade de ocorrência de delaminação das placas. Os provetes reparados por sobreposição dupla evidenciaram rotura adesiva. Mais uma vez, este resultado pode ser explicado à luz da distribuição de tensões normais segundo y , uma vez que o pico tractivo de tensões que em juntas de sobreposição simples provoca rotura interlaminar é compressivo, diminuindo assim bastante a probabilidade de delaminação das placas ou remendo. Para todas as séries de provetes ensaiadas, compararam-se os resultados numéricos e experimentais, no que diz respeito aos valores de rigidez equivalente (E_{eq}) e tensão de colapso (σ_c). De uma maneira geral, obteve-se uma concordância bastante razoável entre os dois tipos de resultados. Relativamente aos valores de E_{eq} para diferentes comprimentos de sobreposição e espessuras de remendo, constata-se numericamente para o primeiro caso uma tendência de aumento com o comprimento de sobreposição, embora experimentalmente esta tendência não tenha sido verificada. Comparando os valores de σ_c para diferentes comprimentos de sobreposição e espessuras de remendo, observa-se uma boa correlação entre valores numéricos e experimentais. Constata-se um aumento de σ_c com o comprimento de sobreposição, com uma taxa decrescente. Para as diferentes espessuras do remendo, em ambos os casos a tendência é de diminuição da resistência da junta, sendo no entanto os valores numéricos obtidos inferiores aos experimentais. Para a geometria de sobreposição dupla estudada, observou-se uma boa correlação entre valores numéricos e experimentais, embora a resistência obtida numericamente seja inferior em 18,6% relativamente à obtida experimentalmente.

Como perspectivas de trabalho futuro, sublinhe-se a necessidade premente de efectuar algumas das análises apresentadas neste trabalho considerando modelos tridimensionais, no sentido de avaliar os efeitos da simplificação efectuada com a adopção de modelos bidimensionais. Será também importante testar outros modelos de dano mais adequados para adesivos com uma componente plástica importante. Outro aspecto relevante encontra-se relacionado com a validação experimental dos resultados obtidos com a utilização de remendos embebidos, através do ensaio de provetes e placas.

10 REFERÊNCIAS

- (Ávila *et al.* 2004) Ávila AF, Bueno PO. An experimental and numerical study on adhesive joints for composites. *Composite Structures* 2004;64:531-537.
- (Bahei-El-Din *et al.* 2001) Bahei-El-Din YA, Dvorak GJ. New designs of adhesive joints for thick composite laminates. *Composites Science and Technology* 2001;61:19-40.
- (Baker *et al.* 1999) Baker AA, Chester RJ, Hugo GR, Radtke TC. Scarf repairs to highly strained graphite/epoxy structure. *International Journal of Adhesion & Adhesives* 1999;19:161-171.
- (Baldan 2004 a) Baldan A. Review adhesively-bonded joints and repairs in metallic alloys, polymers and composite materials: adhesives, adhesion theories and surface pretreatment. *Journal of Materials Science* 2004;39:1-49.
- (Baldan 2004 b) Baldan A. Review adhesively-bonded joints and repairs in metallic alloys, polymers and composite materials: mechanical and environmental durability performance. *Journal of Materials Science* 2004;39:4729-4797.
- (Balkova *et al.* 2002) Balkova R, Holcnerova S, Cech V. Testing of adhesives for bonding of polymer composites. *International Journal of Adhesion & Adhesives* 2002;22:291-295.
- (Bogdanovich *et al.* 1999) Bogdanovich AE, Kizhakkethara I. Three dimensional finite element analysis of double-lap composite adhesive bonded joint using submodeling approach. *Composites Part B* 1999;30:537-551.
- (Boss *et al.* 2003) Boss JN, Ganesh VK, Lim CT. Modulus grading versus geometrical grading of composite adherends in single-lap bonded joints. *Composite Structures* 2003;62:113-121.
- (Campilho *et al.* 2005) Campilho RDSG, de Moura MFSF, Domingues JJMS. Modelling single and double-lap repairs on composite materials. *Composites Science and Technology* (em fase de publicação).
- (Chalkley *et al.* 1999) Chalkley P, Baker A. Development of a generic repair joint for certification of bonded composite repairs. *International Journal of Adhesion & Adhesives* 1999;19:121-132.
- (Chalkley *et al.* 2001) Chalkley P, Rose F. Stress analysis of double-strap bonded joints using a variational method. *International Journal of Adhesion & Adhesives* 2001;21:241-247.

(Chan *et al.* 2001) Chan WS, Vedhagiri S. Analysis of composite bonded/bolted joints used in repairing. *Journal of Composite Materials* 2001;35(12):1045-1061.

(Chen 2002) Chen J. Predicting progressive delamination of stiffened fibre-composite panel and by decohesion models. *Journal of Thermoplastic Composite Materials* 2002;15:429-441.

(Charalambides *et al.* 1998 a) Charalambides MN, Hardouin R, Kinloch AJ, Matthews FL. Adhesively-bonded repairs to fibre-composite materials I: Experimental. *Composites Part A* 1998;29A:1371-1381.

(Charalambides *et al.* 1998 b) Charalambides MN, Hardouin R, Kinloch AJ, Matthews FL. Adhesively-bonded repairs to fibre-composite materials II: Finite element modelling. *Composites Part A* 1998;29A:1383-1396.

(Chasseaud 1999) Chasseaud PT. Adhesives, syntactics and laminating resins for aerospace repair and maintenance applications from Ciba Specialty Chemicals. *International Journal of Adhesion & Adhesives* 1999;19:217-229.

(Cole 1999) Cole WF. Technical justification of repairs to composite laminates. *International Journal of Adhesion & Adhesives* 1999;19:107-120.

Daniel IM, Ishai O. *Engineering mechanics of composite materials*. Oxford University Press 1994.

(Davis *et al.* 1999) Davis M, Bond D. Principles and practices of adhesive bonded structural joints and repairs. *International Journal of Adhesion & Adhesives* 1999;19:91-105.

(de Moura *et al.* 1996) de Moura MFSF, Gonçalves JPM, Marques AT, de Castro PMST. Elemento finito isoparamétrico de interface para problemas tridimensionais. *Revista Internacional de Métodos Numéricos para Cálculo y Diseño en Ingeniería* 1996;12(4):447-466.

(de Moura *et al.* 1997) de Moura MFSF, Gonçalves JPM, Marques AT, de Castro PMST. Modeling compression failure after low velocity impact on delaminated composites using interface elements. *Composite Materials* 1997;31(15):1462-1477.

(de Moura *et al.* 2000) de Moura MFSF, Gonçalves JPM, Marques AT, de Castro PMST. Prediction of compressive strength of carbon-epoxy laminates containing delamination by using a mixed-mode damage model. *Composite Structures* 2000;50:151-157.

(de Moura *et al.* 2003) de Moura MFSF, Morais AB. Analysis of crack propagation in double cantilever beam tests of multidirectional laminates. *Mechanics of Materials* 2003;35:641-652.

- (de Moura *et al.* 2004) de Moura MFSF, Gonçalves JPM. Modeling the interaction between matrix cracking and delamination in carbon-epoxy laminates under low velocity impact. *Composites Science and Technology* 2004;64:1021-1027.
- (Djokic *et al.* 2002) Djokic D, Johnston A. Residual stress development during the composite patch bonding process: measurement and modelling. *Composites Part A* 2002;33:277-288.
- (Dvorak *et al.* 2001) Dvorak GJ, Zhang J, Canyurt O. Adhesive tongue-and-groove joints for thick composite laminates. *Composites Science and Technology* 2001;61:1123-1142.
- (Found *et al.* 1995) Found MS, Friend MJ. Evaluation of CFRP patches with scarf repair patches. *Composite Structures* 1995;32:115-122.
- (Fredell *et al.* 1999) Fredell R, Guijt C, Mazza J. An integrated bonded repair system: a reliable means of giving new life to aging airframes. *Applied Composite Materials* 1999;6:269-277.
- (Frostig *et al.* 1997) Frostig Y, Thomsen OT, Mortensen F. Analysis of adhesive bonded joints, square-end and spew-fillet: higher-order theory approach. *Journal of Engineering Mechanics, ASCE Engineering Mechanics Division* 1997;125(11):1298-307.
- (Ganesh *et al.* 2002) Ganesh VK, Choo TS. Modulus graded composite adherends for single-lap bonded joints. *Journal of Composite Materials* 2002;36(14):1757-1767.
- (Gonçalves *et al.* 2000) Gonçalves JPM, de Moura MFSF, PMST de Castro, Marques AT. Interface element including point to surface constraints for three-dimensional problems with damage propagation. *Engineering Computations* 2000;17(1):28-47.
- (Gonçalves *et al.* 2002) Gonçalves JPM, de Moura MFSF, de Castro PMST. A three-dimensional finite element model for stress analysis of adhesive joints. *International Journal of Adhesion & Adhesives* 2002;22:357-365.
- (Gonçalves *et al.* 2003) Gonçalves JPM, de Moura MFSF, Magalhães AG, de Castro PMST. Application of interface finite elements to three-dimensional progressive failure analysis of adhesive joints. *Fatigue Fract Engng Mater Struct* 2003;26:479-486.
- Grant P, Rousseau C. *Composite structures, theory and practice*. ASTM 2000.
- (Guild *et al.* 2001) Guild FJ, Potter KD, Heinrich J, Adams RD, Wisnom MR. Understanding and control of adhesive crack propagation in bonded joints between carbon fibre composite adherends II Finite element analysis. *International Journal of Adhesion & Adhesives* 2001;21:445-453.

- (Hu *et al.* 2000) Hu FZ, Soutis C. Strength prediction of patch repaired CFRP laminates loaded in compression. *Composites Science and Technology* 2000;60:1103-1114.
- Hyer MW. Stress analysis of fibre-reinforced composite materials. McGraw-Hill 1997.
- Jones RM. Mechanics of composite materials. Taylor & Francis 1999.
- (Kaye *et al.* 2002) Kaye RH, Heller M. Through-thickness shape optimisation of bonded repairs and lap-joints. *International Journal of Adhesion & Adhesives* 2002;22:7-21.
- (Kelly 2005) Kelly G. Load transfer in hybrid (bonded/bolted) composite single-lap joints. *Composite Structures* 2005;69:35-43.
- (Kim *et al.* 2005) Kim KS, Yoo JS, Yi YM, Kim CG. Failure mode and strength of uni-directional composite single lap bonded joints with different bonding methods. *Composite Structures* (em fase de publicação).
- (Li *et al.* 1999) Li G, Lee-Sullivan P, Thring RW. Nonlinear finite element analysis of stress and strain distributions across the adhesive thickness in composite single-lap joints. *Composite Structures* 1999;46:395-403.
- (Li *et al.* 2001) Li G, Pang SS, Woldesenbet E, Stubblefield MA, Mensah PF, Ibekwe SI. Investigation of prepreg bonded composite single lap joint. *Composites Part B* 2001;32:651-658.
- (Magalhães *et al.* 2005) Magalhães AG, de Moura MFSE, Gonçalves JPM. Evaluation of stress concentration effects in single-lap bonded joints of laminate composite materials. *International Journal of Adhesion & Adhesives* 2005;25:313-319.
- (Mahdi *et al.* 2003 a) Mahdi S, Kinloch AJ, Matthews FL, Crisfield MA. The static mechanical performance of repaired composite sandwich beams: Part I – Experimental characterization. *Journal of Sandwich Structures and Materials* 2003;5:179-202.
- (Mahdi *et al.* 2003 b) Mahdi S, Kinloch AJ, Matthews FL, Crisfield MA. The static mechanical performance of repaired composite sandwich beams: Part II – Finite element modelling. *Journal of Sandwich Structures and Materials* 2003;5:267-303.
- (Messler 2004) Messler RW. Joining composite materials and structures: some thought-provoking possibilities. *Journal of Thermoplastic Composite Materials* 2004;17:51-75.

- (Mortensen *et al.* 2002) Mortensen F, Thomsen OT. Analysis of adhesive bonded joints: a unified approach. *Composites Science and Technology* 2002;62:1011-1031.
- (Odi *et al.* 2002) Odi RA, Friend CM. A comparative study of finite element models for the bonded repair of composite structures. *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 2002;21(4):311-332.
- (Odi *et al.* 2004) Odi RA, Friend CM. An improved 2D model for bonded composite joints. *International Journal of Adhesion & Adhesives* 2004;24:389-405.
- (Osnes *et al.* 2003) Osnes H, Andersen A. Computational analysis of geometric nonlinear effects in adhesively bonded single lap joints. *Composites Part B* 2003;34:417-427.
- (Oztelcan *et al.* 1997) Oztelcan O, Ochoa OO, Martin J, Sem K. Design and analysis of test coupons for composite blade repairs. *Composite Structures* 1997;37:185-193.
- Peebles LH. Carbon fibres: formation, structure and properties. CRC Press 1995.
- (Potter *et al.* 2001) Potter KD, Guild FJ, Harvey HJ, Wisnom MR, Adams RD. Understanding and control of adhesive crack propagation in bonded joints between carbon fibre composite adherends I Experimental. *International Journal of Adhesion & Adhesives* 2001;21:435-443.
- (Reeder *et al.* 2004) Reeder JR, Glaessgen EH. Debonding of stitched composite joints under static and fatigue loading. *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 2004;23(3):249-263.
- (Reis *et al.* 2005) Reis P, Antunes F, Ferreira JAM. Influence of superposition length on mechanical resistance of single-lap adhesive joints. *Composite structures* 2005;67(1):125-133.
- (Rispler *et al.* 2000) Rispler AR, Tong L, Steven GP, Wisnom MR. Shape optimization of adhesive fillets. *International Journal of Adhesion & Adhesives* 2000;20:221-231.
- (Sherwin 1999) Sherwin GR. Non-autoclave processing of advanced composite repairs. *International Journal of Adhesion & Adhesives* 1999;19:155-159.
- (Shin *et al.* 2003) Shin KC, Lim JO, Lee JJ. The manufacturing process of co-cured single and double lap joints and evaluation of the load-bearing capacities of co-cured joints. *Journal of Materials Processing Technology* 2003;138:89-96.
- (Singh 1999) Singh R. Modelling of a patch repair to a thin cracked sheet. *Engineering Fracture Mechanics* 1999;62:267-289.

(Soutis *et al.* 1999) Soutis C, Duan DM. Compressive behaviour of CFRP laminates repaired with adhesively bonded external repairs. *Composite structures* 1999;45:289-301.

Swanson SR. Introduction to design and analysis with advanced composite materials. Prentice Hall 1997.

(Tsai *et al.* 1995 a) Tsai MY, Morton J. The effect of a spew fillet on adhesive stress distributions in laminated composite single-lap joints. *Composite Structures* 1995;32:123-131.

(Tsai *et al.* 1995 b) Tsai MY, Morton J, Matthews J. Experimental and numerical studies of a laminated composite single-lap adhesive joint. *Journal of Composite Materials* 1995;29:1154-275.

Vigo T, Kinzig B. Composite applications: the role of the matrix, fibre and interface. New York VCH Publishers 1992.

(Wu *et al.* 1996) Wu K, Lee C. Compressive strength of delaminated and repaired composite plates. *Materials Chemistry and Physics* 1996;43:173-177.

(Yang *et al.* 2004) Yang C, Huang H, Tomblin JS, Sun W. Elastic-plastic model of adhesive-bonded single-lap composite joints. *Journal of Composite Materials* 2004;38(4):293-309.

(Zimmerman *et al.* 1996) Zimmerman KB, Liu D. An experimental investigation of composite repair. *Experimental Mechanics* 1996;36:142-147.

(Zou *et al.* 2004) Zou GP, Shalin K, Taheri F. An analytical solution for the analysis of symmetric composite adhesively bonded joints. *Composite Structures* 2004;65:499-510.

Norma ASTM D 1002-94. Standard test method for apparent shear strength of single-lap-joint adhesively bonded metal specimens by tension loading (metal-to-metal).

Norma ASTM D 3163-92. Standard test method for determining strength of adhesively bonded rigid plastic lap-shear joints in shear by tension loading.