



FCTUC FACULDADE DE CIÊNCIAS
E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE COIMBRA

DEPARTAMENTO DE
ENGENHARIA MECÂNICA

Análise Numérica da Influência do *Taper* na Resistência de Juntas Coladas

Dissertação apresentada para a obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica na Especialidade de Produção e Projeto

Autor

Vítor Manuel Godinho Gomes

Orientadores

Maria Augusta Neto

Ana Paula Bettencourt Martins Amaro

Júri

Presidente	Professor Doutor José Maria Osório de Sousa Cirne Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra
Vogais	Professor Doutor Fernando Jorge Ventura Antunes Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra
Orientador	Professor Doutor Maria Augusta Neto Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra

Coimbra, Fevereiro, 2016

“Nas grandes batalhas da vida, o primeiro passo para a vitória é o desejo de
vencer.”

Mahatma Gandhi

Aos pais, família, amigos e afilhado.

Agradecimentos

O final desta dissertação vem concretizar um grande sonho esperado ao longo destes últimos anos. Marca essencialmente o final do meu ciclo académico e o início do meu ciclo profissional, não podendo deixar de agradecer às pessoas que direta ou indiretamente me apoiaram na concretização de todos os objetivos.

Começo por agradecer às minhas orientadoras, pela boa disposição que se instalou ao longo do desenvolvimento deste trabalho, que foi uma mais-valia para uma motivação extra.

À Professora Maria Augusta Neto, pelos seus conhecimentos transmitidos não só no desenvolvimento deste estudo, mas também ao longo destes últimos dois anos que ingressei na Universidade de Coimbra. Agradeço também a sua disponibilidade, preocupação e ajuda nos momentos de maior tensão.

À Professora Ana Paula Amaro pela sua disponibilidade e orientação, pois sem o seu contributo não seria possível compreender certos pontos a nível experimental.

À Professora Marta Oliveira, pelo *template* fornecido e pelos conhecimentos sobre plasticidade.

Um agradecimento enorme à minha família, principalmente aos meus pais, Fernanda e Albino por todo o apoio, confiança e otimismo durante este percurso académico.

À Joana, pelo carinho, paciência e confiança que depositou em mim.

Um especial agradecimento também à Sylvie, à Márcia, à Helena, ao Nilton, ao David, ao Bruno, ao Daniel, ao Rui Jorge, ao Samuel, à Marlene, ao Nelson, e às pessoas que sempre agiram da melhor forma, mostrando o seu respeito e amizade que têm por mim.

Por fim, um agradecimento especial ao Departamento de Engenharia Mecânica por todas as ferramentas fornecidas que serão extremamente úteis no mercado de trabalho e à cidade de Coimbra que me acolheu durante todos estes anos, à qual irei deixar sempre muita saudade.

Resumo

O objetivo principal desta presente dissertação consistiu na análise numérica da influência do *taper* na resistência mecânica de juntas coladas de sobreposição simples com substrato de Alumínio 5083-H111 e adesivo de epóxico, denominado de Araldite® 420A/B, submetidas a ensaios de tração/corte.

O estudo centrou-se na modelação de modelos geométricos de provetes sem *taper*, com *taper* no alumínio, *taper* invertido e *taper* no adesivo para ângulos de *taper* de 30°, 45°, e 60°, usando o programa comercial de elementos finitos ADINA. A combinação de elementos sólidos com elementos coesivos de interface demonstrou boa concordância na previsão da resistência máxima e dos modos de rotura adesiva, quando comparados com os resultados experimentais. Estes resultados foram convertidos em valores de força específica para termos de comparação ponderal.

De forma a complementar este estudo foi analisada a distribuição das tensões de corte e arrancamento nas zonas de contacto entre o substrato e o adesivo, bem como as deformações globais longitudinais originadas pelo carregamento imposto. A distribuição de tensões analisada permitiu prever a ocorrência da iniciação do dano nas interfaces e a influência na sua resistência. Observou-se que o dano surgiu devido à concentração de tensões geradas nas extremidades da sobreposição dos *tapers* e nas extremidades de sobreposição entre substratos.

Por último, uma análise de sensibilidade dos parâmetros coesivos foi realizada de forma a compreender a influência de cada um dos parâmetros nas geometrias dos provetes estudados, concluindo que a maioria das geometrias foram insensíveis a uma variação inferior a $\pm 25\%$ para as taxas de libertação de energia crítica e -10% para as tensões limite interfaciais, aproximadamente.

Com o estudo da força específica dos provetes com diferentes ângulos de *taper*, dos parâmetros coesivos e da distribuição de tensões conclui-se que uma geometria com *taper* invertido a 30° deve ser a solução a adotar para a obtenção da resistência máxima.

Palavras-chave: Juntas coladas de sobreposição simples, Elementos coesivos de interface, Parâmetros coesivos, Modos de rotura, Ângulo de *taper*.

Abstract

The main objective of this dissertation consisted in the numerical analysis of the influence of the taper on the mechanical strength of the single-lap bonded joint with Aluminum 5083-H111 substrate and epoxy adhesive called Araldite® 420A/B subjected to tensile/shear tests.

The study focused on the modeling of geometric models of specimens without taper, with taper aluminum, inverted taper and taper in the adhesive to taper angles of 30°, 45° and 60°, using the finite elements commercial program ADINA. The combination of solid elements with cohesive interface elements showed good concordance in predicting the maximum strength and adhesive failure modes when compared with the experimental results. These results were converted to specific strength values for terms of weight comparison.

To complement this study, the distribution of shear and peel stress in the contact zones between the substrate and the adhesive was analysed as well as the global longitudinal strain created by forced loading. The stress distributions analysis allowed to predict the occurrence of the initiation of the damage at the interface and the influence on its strength. It was verified that the damage occurred due to the concentration of stress generated at the edges of the overlaps of tapers and in the edges of overlaps between substrates.

Finally, a sensitivity analysis of cohesive parameters was performed in order to understand the influence of each parameter in the geometry of the specimens studied, concluding that the majority of the geometries were insensitive to a variation less than $\pm 25\%$ to the critical energy release rates and -10% to the limit interfacial stress, approximately.

In the study of the specific strength of the specimen with different taper angles, of the cohesive parameters and the distribution of stresses, it was concluded that a geometry with an inverted taper at 30° is the solution to adopt in order to obtain maximum resistance.

Keywords Single-lap bonded joints, Cohesive interface elements, Cohesive parameters, Failure modes, Taper angle.

Índice

Índice de Figuras	vi
Índice de Tabelas	viii
Simbologia e Siglas	ix
Simbologia.....	ix
Siglas	xi
1. INTRODUÇÃO E OBJETIVOS	1
1.1. Objetivos e Estrutura da Dissertação	1
2. ANÁLISE NUMÉRICA DE JUNTAS COLADAS: ESTADO DA ARTE.....	3
2.1. Introdução às Juntas Coladas Estruturais.....	3
2.2. Adesivos Estruturais: Epóxido.....	5
2.3. Substratos: Alumínio e Ligas Al-Mg.....	5
2.4. Modelo de Dano em Interfaces Coesivas	6
2.4.1. Modelo de dano coesivo (MDC)	7
2.4.2. Modelo de dano coesivo em modo puro.....	9
2.4.3. Modelo de dano coesivo em modo misto	10
2.5. Análise das Juntas Coladas	12
2.5.1. Análise analítica elástica e elasto-plástica.....	12
2.5.2. Análise numérica: método de elementos finitos.....	15
2.6. Resistência das Juntas Coladas	16
2.6.1. Modo de carregamento e rotura de juntas coladas	17
2.6.2. Influência de propriedades materiais e geométricas.....	18
2.6.3. Influência de parâmetros numéricos.....	21
3. PROCEDIMENTO NUMÉRICO	24
3.1. Metodologia Numérica	24
3.2. Validação do Modelo Numérico.....	25
3.3. Modelação de Juntas de Sobreposição Simples de Alumínio 5083-H111 e Araldite® 420 A/B	26
3.3.1. Modelos geométricos.....	26
3.3.2. Propriedades dos materiais e critérios adotados	31
3.3.3. Análise de tensões, deformações e sensibilidade dos parâmetros coesivos ..	33
4. ANÁLISE E DISCUSSÃO DE RESULTADOS	34
4.1. Validação do Modelo Numérico.....	34
4.2. Análise da Resistência Mecânica.....	35
4.2.1. Juntas de sobreposição simples sem <i>taper</i>	37
4.2.2. Juntas de sobreposição simples com <i>taper</i> no alumínio.....	38
4.2.3. Juntas de sobreposição simples com <i>taper</i> no adesivo.....	39
4.2.1. Juntas de sobreposição simples com <i>taper</i> invertido.....	41
4.3. Modos de Rotura.....	43
4.4. Análise de Deformações e Tensões	44

4.4.1. Deformações globais	44
4.4.2. Tensões de corte e arrancamento	45
4.5. Análise de Sensibilidade dos Parâmetros Coesivos.....	49
5. CONCLUSÕES E PROPOSTAS PARA TRABALHOS FUTUROS	51
5.1. Propostas para Trabalhos Futuros	52
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	53
APÊNDICE A – CARACTERÍSTICAS GEOMÉTRICAS E PROPRIEDADES DOS MATERIAIS	56
APÊNDICE B – DIMENSÃO DO MODELO NUMÉRICO DAS JUNTAS COLADAS DE AL5083-H111 E ARALDITE® 420A/B	57
APÊNDICE C – PROPRIEDADES DOS MATERIAIS	58
APÊNDICE D – PARÂMETROS DAS INTERFACES COESIVAS	59
APÊNDICE E – FORÇAS MÁXIMAS E DESVIOS NUMÉRICOS EM RELAÇÃO AOS EXPERIMENTAIS	60
APÊNDICE F – MODOS DE ROTURA	62
APÊNDICE G – ANÁLISE DE TENSÕES	63

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1 Representação da distribuição das tensões a) em fendas; b) em juntas (da Silva e Campilho, 2012).....	7
Figura 2.2 Lei bilinear em modo puro (i) e em modo misto (m).....	8
Figura 2.3 - Modos e direções de rotura no elemento coesivo a) 2D; b) 3D.....	9
Figura 2.4 - Modo misto de tenacidade à fratura para o critério de Potência e B-K (Camanho e Dávila, 2002).....	12
Figura 2.5 - Tipos de rotura em juntas coladas a) Rotura coesiva. b) Rotura mista. c) Rotura no substrato. d) Rotura adesiva.	17
Figura 3.1 Esquema da metodologia numérica desenvolvida para o estudo	24
Figura 3.2 Modelo geométrico da junta de sobreposição simples sem <i>taper</i>	25
Figura 3.3 Modelo geométrico utilizado em cada tipo de junta colada: A) Junta sem <i>taper</i> B) Junta com <i>taper</i> no alumínio C) Junta com <i>taper</i> no adesivo D) Junta com <i>taper</i> invertido	27
Figura 3.4 Malha utilizada em torno da ligação colada sem <i>taper</i> (90°).....	29
Figura 3.5 Malha utilizada em torno da ligação colada com <i>taper</i> em alumínio (45°)	29
Figura 3.6 Malha utilizada em torno da ligação colada com <i>taper</i> no adesivo (30°) (rotura adesiva).....	30
Figura 3.7 Malha utilizada em torno da ligação colada com <i>taper</i> invertido (30°).....	30
Figura 4.1 Comparação da resistência mecânica de juntas coladas com <i>L</i> de 10 e 20mm..	35
Figura 4.2 Resistência mecânica de juntas sem <i>taper</i> . Comparação numérica e experimental	38
Figura 4.3 Resistência mecânica de Juntas de <i>taper</i> em alumínio. Comparação numérica e experimental. A - Ampliação na zona de ocorrência da força máxima das curvas numéricas encastradas	39
Figura 4.4 Resistência mecânica de Juntas de <i>taper</i> no adesivo. Comparação numérica e experimental. A - Ampliação na zona de ocorrência da força máxima das curvas numéricas encastradas	40
Figura 4.5 Resistência mecânica de juntas de <i>taper</i> invertido. Comparação numérica e experimental. A - Ampliação na zona de ocorrência da força máxima das curvas numéricas encastradas	41
Figura 4.6 Distribuição do dano nas interfaces coesivas em juntas com <i>taper</i> no adesivo de 45°	44
Figura 4.7 Representação do referencial utilizado para a representação da distribuição de tensões em qualquer geometria de <i>taper</i> e sem <i>taper</i>	45

Figura 4.8 Comparação de juntas coladas com <i>taper</i> no adesivo e sem <i>taper</i> . A. Tensões de corte. B. Tensões de arrancamento.....	46
Figura 4.9 Comparação de juntas coladas com <i>taper</i> invertido e sem <i>taper</i> . A. Tensões de corte. B. Tensões de arrancamento.....	47
Figura 4.10 Comparação das tensões de arrancamento nas interfaces verticais das juntas coladas com <i>taper</i> invertido e <i>taper</i> no adesivo.....	49
Figura 4.11 Variação da força máxima obtida numericamente com a variação de $G_{c,I}$ e $G_{c,II}$	50
Figura 4.12 Variação da força máxima obtida numericamente com a variação de $t_{o,I}$ e $t_{o,II}$	50
Figura C.1 Diferenças entre a lei de amolecimento de Toros e Ozturk (2010) e a lei numérica multilinear.....	58
Figura C.2 Variação da tensão de corte com a temperatura de serviço para uma cura de 4h a 50°C Huntsman (2009)	58
Figura F.1 Distribuição do dano nas interfaces coesivas em juntas com <i>taper</i> no alumínio de 30°	62
Figura F.2 Distribuição do dano nas interfaces coesivas em juntas com <i>taper</i> invertido de 45°	62
Figura G.1 Validação numérica das tensões em relação ao modelo de Goland e Reissner. A. Tensões de corte. B. Tensões de arrancamento	63
Figura G.2 Comparação de juntas coladas com <i>taper</i> no alumínio e sem <i>taper</i> . A. Tensões de corte. B. Tensões de arrancamento	63
Figura G.3 Distribuição da tensão de arrancamento no <i>taper</i> invertido A. <i>Taper</i> invertido a 30° B. <i>Taper</i> invertido a 45°	64

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 2.1 Composição química nominal das ligas AA5083-H111 (ASM, 1992).	6
Tabela 3.1 Propriedades coesivas dos elementos de interface SEAL®/Araldite® 2015	26
Tabela 3.2 Dimensões geométricas dos provetes ensaiados.....	27
Tabela 3.3 Propriedades mecânicas da liga de alumínio 5083-H111	32
Tabela 3.4 Propriedades mecânicas da Araldite ® 420 A/B estimadas	32
Tabela 4.1 Forças máximas obtidas em cada formulação e seu respectivo desvio em relação aos resultados experimentais e numéricos de Campilho et al. (2013).....	35
Tabela 4.2 Força específica das juntas coladas	43
Tabela 4.3 Deformações globais para cada tipo de junta colada.....	44
Tabela A.1 Propriedades geométricas da junta de sobreposição simples (Campilho et al., 2013).....	56
Tabela A.2 Propriedades elásticas ortotrópicas do SEAL® Texipreg HS 160 RM (Campilho et al., 2013).....	56
Tabela A.3 Propriedades mecânicas da Araldite® 2015 (Campilho et al., 2013).....	56
Tabela A.4 Propriedades mecânicas do elemento coesivo de espessura fina (Campilho et al., 2013).....	56
Tabela B.1 Número de nós e elementos utilizados nas juntas sem <i>taper</i> (90°).....	57
Tabela B.2 Número de nós e elementos utilizados nas juntas com <i>taper</i> em alumínio	57
Tabela B.3 Número de nós e elementos utilizados nas juntas com <i>taper</i> no adesivo	57
Tabela B.4 Número de nós e elementos utilizados nas juntas com <i>taper</i> invertido	57
Tabela D.1 - Parâmetros coesivos utilizados nas interfaces de cada tipo de geometria	59
Tabela E.1 Forças máximas obtidas em cada formulação e seu desvio em relação aos resultados experimentais de Santos, (2015) para juntas coladas sem <i>taper</i>	60
Tabela E.2 Forças máximas obtidas em cada formulação e seu desvio em relação aos resultados experimentais de Santos, (2015) para juntas coladas com <i>taper</i> em alumínio.....	60
Tabela E.3 Forças máximas obtidas em cada formulação e seu desvio em relação aos resultados experimentais de Santos, (2015) para juntas coladas com <i>taper</i> no adesivo.....	61
Tabela E.4 Forças máximas obtidas em cada formulação e seu desvio em relação aos resultados experimentais de Santos, (2015) para juntas coladas com <i>taper</i> invertido.....	61

SIMBOLOGIA E SIGLAS

Simbologia

θ – Ângulo de *Taper*

ν_S – Coeficiente de Poisson do Substrato

ν_A – Coeficiente de Poisson do Adesivo

L – Comprimento de Sobreposição Característico (Sem *Taper*)

L_S – Comprimento Total de Sobreposição

L_T – Comprimento Total do Provete

y – Coordenada Horizontal Global

z – Coordenada Vertical Global

y – Coordenada Horizontal (Modelo de Goland e Reissner)

γ_R – Deformação de Corte na Rotura

ε_R – Deformação Normal na Rotura

u – Deslocamento Imposto

Δ_i - Deslocamento Relativo no Modo i ($i=I,II,III$)

$\Delta_{R,i}$ – Deslocamento Relativo na Rotura no Modo i ($i=I,II,III$)

$\Delta_{R,m}$ – Deslocamento Relativo na Rotura no Modo Misto

$\Delta_{O,i}$ – Deslocamento Relativo na Tensão Limite Interfacial no Modo Misto

$\Delta_{O,i}$ – Deslocamento Relativo na Tensão Limite Interfacial no Modo i ($i=I, II,$

III)

t_A – Espessura do Adesivo

t_S – Espessura do Substrato

k – Fator de Momento Fletor

F – Força Aplicada

$F_{m\acute{a}x}$ – Força Maxima

b – Largura do Provete

m_T – Massa Total da Junta Colada

ρ – Massa Volúmica

\mathbf{K} – Matriz Constitutiva dos Elementos Coesivos

E_A – Módulo de Elasticidade Longitudinal do Adesivo

E_S – Módulo de Elasticidade Longitudinal do Substrato

G_A – Módulo de Elasticidade Transversal do Adesivo

G_S – Módulo de Elasticidade Transversal do Substrato

M_S – Momento Fletor no Substrato

η – Parâmetro do Critério B-K

α – Parâmetro do Critério da Potência

d_i – Parâmetro de Dano no Modo i ($i= I, II, III$)

β – Razão de Modo Misto

K_i – Rigidez Penalidade no Modo i ($i= I, II, III$)

G – Taxa de Libertação de Energia

G_c – Taxa de Libertação de Energia Crítica

G_I – Taxa de Libertação de Energia em Modo I

G_{II} – Taxa de Libertação de Energia em Modo II

G_{ic} – Taxa de Libertação de Energia Crítica em Modo i ($i= I, II, III$)

$G_{c,m}$ – Taxa de Libertação de Energia Crítica em Modo Misto

$G_{O,m}$ – Taxa de Libertação de Energia de Iniciação do Dano no Modo Misto

$G_{O,i}$ – Taxa de Libertação de Energia de Iniciação do Dano no Modo i ($i=I, II,$

III)

t_i – Tensão Interfacial no Modo i ($i= I, II, III$)

$t_{O,i}$ – Tensão Limite Interfacial em Modo i ($i= I, II, III$)

σ_C – Tensão Normal de Cedência

τ_C – Tensão de Cedência ao Corte

σ_{arranc} – Tensão de Arrancamento na Junta Colada

$\sigma_{méd}$ – Tensão Média de Arrancamento na Interface Lateral

τ_{corte} – Tensão de Corte na Junta Colada

$\tau_{méd}$ – Tensão Média de Corte na Sobreposição (Junta Sem *Taper*)

σ_R – Tensão Normal de Rotura

τ_R – Tensão de Corte de Rotura

\dot{u} – Velocidade de Carregamento

\mathbf{t} – Vetor das Tensões nos Elementos Coesivos (Interfaciais)

Δ – Vetor dos Deslocamentos Relativos dos Elementos Coesivos

Siglas

ASTM – American Society for Testing and Materials

CEMUC – Centro de Engenharia Mecânica da Universidade de Coimbra

CFRP – *Carbon Fiber Reinforcement Polymer*

DCB – *Double Cantilever Beam*

ENF – *End-Notched Flexure*

MDC – Modelo de Dano Coesivo

MEF – Método dos Elementos Finitos

MFLE – Mecânica da Fratura Linear Elástica

SMC – *Sheet Molding Compound*

ST – Sem *Taper*

PD – Estado Plano de Deformação

PDM – Estado Plano de Deformação (Fronteira com Mola)

PT – Estado Plano de Tensão

TAL – *Taper* no Alumínio

TAD – *Taper* no Adesivo

TINV – *Taper* Invertido

1. INTRODUÇÃO E OBJETIVOS

A ligação de componentes por meio de um adesivo, a qual se denomina de colagem, tem vindo a ganhar a confiança de vários projetistas em relação a outros processos convencionais de ligação como por exemplo a soldadura, a rebitagem e o aparafusamento, devido ao seu comportamento estrutural aliado a uma redução do peso da estrutura (da Silva et al., 2007).

Um adesivo é um material que devido às suas características consegue promover a ligação de materiais, mesmo que esses materiais sejam de natureza distinta (da Silva et al., 2007).

Nesta temática o Centro de Engenharia Mecânica da Universidade de Coimbra (CEMUC) tem realizado vários estudos em torno das juntas coladas de sobreposição simples e nas possibilidades de um aumento de resistência sem colocar em risco as vantagens que este tipo de ligação oferece. Muitos desses estudos baseiam-se na avaliação da influência do *taper* em juntas coladas, onde Marques, (2014) e Santos, (2015) verificaram que a introdução do *taper* confere uma maior resistência estrutural que pode ser justificado pelo facto de existir uma maior quantidade de material a suportar as solicitações e a geometria desse material adicional diminuir as concentrações de tensões.

Em projeto estrutural, o conhecimento do comportamento da estrutura e a previsão do seu modo de rotura em vários tipos de solicitação é indispensável. Este assunto tem sido estudado atualmente por modelos numéricos, nomeadamente o método dos elementos finitos devido à alta complexidade geométrica dos projetos estruturais. Vários estudos baseiam-se na determinação dos parâmetros coesivos e da distribuição de tensões de corte e arrancamento a partir da validação dos resultados experimentais prévios.

1.1. Objetivos e Estrutura da Dissertação

No seguimento dos estudos referidos, esta dissertação enquadra-se na avaliação numérica de quatro configurações de juntas coladas de sobreposição simples com *taper*, para uma ligação de Alumínio 5083-H111 com Araldite® 420A/B. A avaliação é realizada a partir da validação dos resultados experimentais, com uma posterior análise comparativa da

resistência mecânica. Como forma a complementar este estudo será efetuada para cada configuração, uma análise do modo de rotura, da deformação global e da distribuição de tensões de corte e arrancamento.

O estudo numérico foi realizado através do método de elementos finitos usando o programa comercial ADINA, que possui elementos coesivos que simulam a ligação adesiva entre o substrato e o adesivo e a sua rotura.

Este trabalho encontra-se dividido em cinco partes, onde o primeiro capítulo é referente ao enquadramento do tema e aos objetivos a atingir;

No segundo capítulo uma revisão bibliográfica do tema é apresentada, relatando a história e desenvolvimento dos adesivos, bem como as suas vantagens e desvantagens. São também descritos os modelos de dano coesivo normalmente utilizados na simulação numérica para previsão das roturas adesivas. Por fim, apresenta-se as análises analíticas e numéricas utilizadas, os parâmetros, as solicitações e os modos de rotura que atuam numa junta colada.

No terceiro capítulo é descrito o procedimento numérico realizado ao longo do trabalho, apresentando-se a metodologia e os modelos numéricos adotados.

O quarto capítulo mostra os resultados obtidos e a sua devida discussão. Expõe os resultados na validação do modelo numérico, as curvas de comportamento de cada tipo de junta e os seus modos de rotura para diferentes ângulos de *taper*. É ainda realizado uma análise das deformações globais e das tensões de arrancamento e de corte em cada junta.

O último capítulo está destinado às conclusões alcançadas neste estudo em termos de resistência, modos de rotura, deformações e tensões em juntas coladas com *taper* e sem *taper*. É também exposto algumas propostas para trabalhos futuro que não foram estudadas nesta dissertação.

2. ANÁLISE NUMÉRICA DE JUNTAS COLADAS: ESTADO DA ARTE

Este capítulo apresenta inicialmente um contexto histórico das juntas coladas estruturais, as suas vantagens e desvantagens. No âmbito deste estudo é apresentado de forma breve as características dos adesivos epóxicos e das ligas de alumínio-magnésio (Al-Mg), prosseguindo para a teoria da mecânica do dano em juntas coladas. Por fim, são apresentadas as análises analíticas e numéricas, os modos de rotura e a influência das propriedades materiais, geométricas e dos parâmetros numéricos utilizados neste estudo.

2.1. Introdução às Juntas Coladas Estruturais

Desde 200 000 A.C o Homem começou a sentir necessidade de unir materiais com características distintas, como pedras com pontas de madeira coladas com alcatrão de casca de bétula encontradas numa caverna em Itália (Mazza et al., 2006). Posteriormente, em 70 000 AC surge a primeira cola composta formada por goma de planta e ocre vermelho, que foi encontrada em lanças de madeira com gumes de pedra (Wadley et al., 2009).

Nos princípios do século XX as aeronaves começaram a utilizar material polimérico natural denominado de caseína. Este material tinha um bom comportamento mecânico exceto quando exposto a ambientes húmidos. Passado 40 anos, esta limitação foi superada pela substituição da caseína por materiais poliméricos sintéticos, mas apesar desta melhoria os adesivos existentes continuavam ainda a ser bastante frágeis. Em 1957, Bruyne e os seus colaboradores modificaram a constituição química, adicionando polímeros com maior tenacidade. Este avanço na tecnologia adesiva permitiu a ligação de materiais metálicos e de madeira, como o caso do jato *Comet* que alia uma boa rigidez e resistência a um baixo peso na fuselagem mecânica (da Silva et al., 2007). Esta evolução proporcionou um avanço na indústria aeronáutica nos reforços à fuselagem, pás de helicóptero e estruturas de ninho de abelha. A indústria automóvel também começou a utilizar este tipo de tecnologia, porque a redução do peso do veículo permitia o aumento da velocidade e redução do consumo energético, sendo que neste setor é possível a ligação adesiva entre alumínio ou plásticos reforçados com fibra de vidro que, pelas suas constituições, são difíceis de ligar

por outro processo. A indústria naval utiliza esta técnica na ligação de materiais compósitos, reduzindo também o seu peso e aumentando a resistência à corrosão. Esta tecnologia é utilizada em mais setores como a construção civil e em equipamentos desportivos como por exemplo bicicletas, raquetes de ténis, tacos de golfe, e esquis.

Apesar das inúmeras aplicações, autores como da Silva et al. (2007), EAA (2002), Solmaz e Turgut (2011) referem a existência de vantagens em relação aos métodos tradicionais que ainda são recentemente utilizados, destacando-se:

- Uma distribuição de tensões uniforme ao longo da área de ligação devido a um contacto contínuo das superfícies, permitindo um aumento da rigidez estrutural e uma melhoria da transmissão do carregamento;
- Amortecimento parcial de vibrações e ruído provocando um aumento da vida à fadiga da junta;
- Possibilidade de ligação de materiais de composição e coeficiente de expansão térmico distintos, permitindo estruturas complexas e mais eficientes;
- Possibilidade de automatização do processo, originando uma poupança no tempo de montagem, uma vez que é necessário realizar uma pré-montagem dos componentes antes da sua colagem;
- Conceção geométrica e seleção “flexível” na escolha de materiais;
- Economicamente mais viável, inclusive nos custos de manutenção.

Mas como em todos os casos, a aplicação desta tecnologia não permite obter apenas vantagens, tornando-se desvantajoso em outros aspetos, tais como:

- Sensibilidade a forças de arrancamento, clivagem, impacto e a tensões localizadas. Sendo exigido uma construção geométrica que reduza estas solicitações e garanta uma distribuição uniforme;
- Limitações de resistência devido ao calor e humidade;
- Utilização de ferramentas de fixação para montagem em processos de cura a elevadas temperaturas ou durante um elevado período de tempo, podendo ser obrigatória a extração de vapores;
- Preparação prévia e cuidadosa das superfícies de contacto;
- Aumento da dificuldade no controlo da qualidade e da segurança;
- Inexistência de um critério de dimensionamento universal.

2.2. Adesivos Estruturais: Epóxico

Um adesivo é um produto natural ou sintético quando produzido por materiais naturais ou por materiais poliméricos, respetivamente (da Silva et al., 2007). No caso de adesivos naturais estes inserem-se em aplicações como por exemplo a colagem de papel, enquanto os sintéticos por possuírem propriedades mecânicas superiores são utilizados em aplicações industriais como é o caso dos epóxidos, uretanos, acrílicos entre outros.

Segundo da Silva et al. (2007) as resinas epóxi foram introduzidas em 1946 e são aplicadas numa vasta gama de materiais, por aderirem facilmente à maioria dos substratos, nomeadamente a metais devido à sua boa molhabilidade (Correia, 1993), gerando ligações fortes e de elevada durabilidade (EAA, 2002). O mesmo não ocorre para substratos poliméricos e elastoméricos. Os epóxidos termoendurecíveis têm elevada resistência à tração e ao corte, mas baixa resistência ao arrancamento, exceto se forem modificados com polímeros tenazes que lhes confere maior capacidade de absorver as solicitações de arrancamento até à rotura. Possuem ainda excelente resistência ao óleo, humidade, e a muitos solventes. Quando submetidos ao processo de cura, apresentam baixa contração e a sua resistência à fluência é relativamente elevada. Também não apresentam evaporação de voláteis na cura e são úteis em aplicações de preenchimento de espaços. Os epóxidos comerciais são compostos por uma resina e um endurecedor que influencia a resistência coesiva, a dureza e a durabilidade do adesivo. Estes tipos de epóxidos podem ser constituídos por um ou dois componentes. Os epóxidos de dois componentes podem curar à temperatura ambiente ou a altas temperaturas. Quando curados a altas temperaturas apresentam maior resistência ao corte e ao meio ambiente, mas tornam-se menos tenazes e a sua resistência ao arrancamento diminui (da Silva et al., 2007).

Neste estudo é utilizado a cola epóxi Araldite® 420 A/B do fornecedor Hunstman que é utilizada na indústria aeronáutica para ligação de metais e compósitos, podendo ainda ser utilizado na ligação de termoplásticos, madeira, borracha e vidro (Pinto, 2007).

2.3. Substratos: Alumínio e Ligas Al-Mg

O alumínio é cada vez mais utilizado a nível estrutural, uma vez que possui uma baixa densidade aliada a uma superfície relativamente estável, especialmente quando pré-

tratado (EAA, 2002). A sua baixa densidade possibilita a utilização em transportes ferroviários, rodoviários, aéreos e navais, permitindo reduções de consumos na ordem de 6 a 8% numa redução de 10% do seu peso (Toros e Ozturk, 2010). É ainda utilizado na indústria pelas suas propriedades elétricas (Chiaverini, 1986), possuindo boa resistência à corrosão na maioria dos meios e não é tóxico, podendo ser utilizado em recipientes e embalagens para alimentos, existindo a possibilidade de este ser reciclado. Embora a resistência mecânica do alumínio puro não seja elevada, esta pode ser melhorada quando combinado com outros materiais (Smith, 1998).

A substituição de ligações soldadas por ligações coladas em alumínio surgiu devido à baixa soldabilidade do alumínio a temperaturas elevadas, resultando em reduções da concentração de tensões e aumentos da resistência à fadiga (Marques, 2014).

Neste estudo é utilizado uma liga de alumínio 5083-H111, onde o seu principal elemento liga é o magnésio (até 5%). A Tabela 2.1 apresenta a composição química nominal desta liga. Por possuir um tratamento do tipo H, o aumento da resistência mecânica é obtido por processos que envolvam deformação plástica a frio, como por exemplo a laminação e a estampagem, podendo ainda ser submetido ao recozimento provocando um amaciamento parcial da sua dureza (ASM, 1992; Lapão, 2008).

Tabela 2.1 Composição química nominal das ligas AA5083-H111 (ASM, 1992).

Liga	Si (%)	Fe (%)	Cu (%)	Mn (%)	Mg (%)	Cr (%)	Zn (%)	Ti (%)
AA5083-H111	0.40 0.70	0.40	0.10	0.40 1.00	4.00 4.90	0.05 0.25	-	0.25

2.4. Modelo de Dano em Interfaces Coesivas

A mecânica dos meios contínuos foi uma das primeiras teorias a prever a distribuição de tensões em elementos sólidos e a rotura dos materiais pela comparação do estado de tensão, ou deformação, com um valor equivalente admissível. O problema surgiu quando investigadores se depararam com a existência de singularidades de tensões que dependem do tamanho do elemento finito utilizado, como é o caso dos cantos reentrantes das juntas coladas e a existência de defeitos (da Silva e Campilho, 2012).

A mecânica da fratura considera que na presença destes defeitos, as tensões são máximas e finitas na extremidade da fenda, diminuindo à medida que se afastam desse local. No lado da superfície livre da fenda as tensões são nulas (Figura 2.1a), mas para o caso de juntas coladas, a existência de zonas reentrantes entre dois materiais distintos provoca uma alteração da tensão (Figura 2.1b).

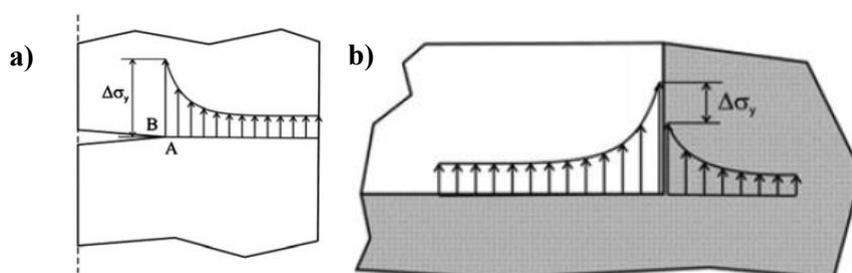


Figura 2.1 Representação da distribuição das tensões **a)** em fendas; **b)** em juntas (da Silva e Campilho, 2012).

No seguimento da mecânica da fratura surgiu a mecânica do dano, baseada na Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) que veio colmatar as falhas desta análise na necessidade de existência de uma fenda inicial e na presença de uma zona plastificada na extremidade da fenda, promovendo a degradação da rigidez da estrutura até à rotura (da Silva et al., (2007)). Investigadores desenvolveram um método de análise macroscópica, o modelo de dano coesivo (MDC), baseado na delaminação de compósitos e nas falhas coesivas interfaciais, onde uma interface de fratura pode ser introduzida numericamente na estrutura, de modo a simular a iniciação e propagação do dano.

Neste estudo é utilizado o MDC, por ser o método atualmente mais utilizado para prever a rotura das juntas coladas, tendo como vantagens: a sua simplicidade, facilidade de implementação no Método de Elementos Finitos (MEF), utilização de elementos coesivos, a unificação da iniciação e crescimento da fenda num único modelo (Turon et al., 2005).

2.4.1. Modelo de dano coesivo (MDC)

O MDC é caracterizado por um modelo bilinear de amolecimento baseado numa curva de tensão-deslocamento relativo (Figura 2.2), onde é dividido em duas partes: a zona sem iniciação de fenda e a zona de ocorrência de dano, função da rigidez inicial (rigidez penalidade, K) assegurando uma ligação rígida entre as duas superfícies sobrepostas (Turon et al., 2005), do valor de limite de tensão interfacial, t_0 , do parâmetro de dano, d e da taxa

de libertação de energia crítica, G_c . Ambas estas zonas estão associadas a um comportamento linear ou não linear na zona de descontinuidade (da Silva e Campilho, 2012).

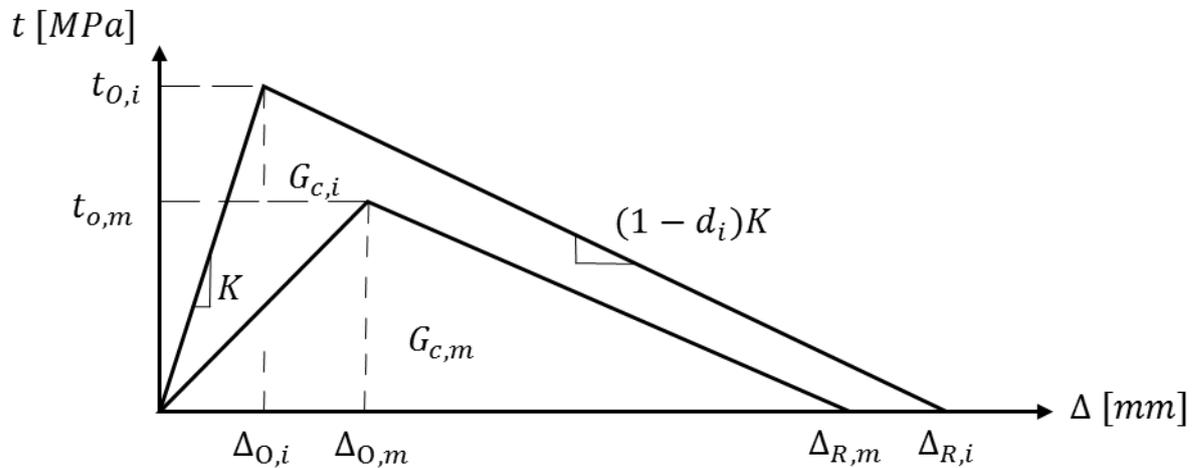


Figura 2.2 Lei bilinear em modo puro (i) e em modo misto (m)

A evolução do comportamento do elemento coesivo é dada pela relação constitutiva entre o tensor de tensões interfaciais, \mathbf{t} , e o tensor de deslocamentos relativos, Δ , em tração e corte. A matriz constitutiva do elemento, \mathbf{K} é composta pela rigidez em cada direção de propagação, dada na forma matricial pela equação (2.1) (da Silva e Campilho, 2012).

$$\begin{Bmatrix} t_I \\ t_{II} \\ t_{III} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K_I & 0 & 0 \\ 0 & K_{II} & 0 \\ 0 & 0 & K_{III} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \Delta_I \\ \Delta_{II} \\ \Delta_{III} \end{Bmatrix} \quad (2.1)$$

Segundo Alfano e Crisfield, (2001) a rigidez K , quando tende para infinito, o t_0 é extremamente elevado e o modelo reproduz os resultados do MFLE. Assim, a energia elástica específica é dissipada de forma instantânea num determinado local, sendo que o deslocamento relativo, Δ , e a taxa de libertação de energia, G , são iguais aos seus valores críticos. Estes autores alertam que quando este tipo de abordagem é implementada, o tempo computacional é elevado e o gradiente de oscilações de t_0 provoca instabilidade em problemas não lineares, sendo necessário densidades de malha suficientemente finas, mesmo quando utilizado para materiais de fratura frágil (Camanho e Dávila, 2002). Posto isto, utilizaram uma formulação com a taxa de libertação de energia crítica, G_c , superior à taxa de libertação de energia de iniciação de dano, G_0 , e um K de valor finito, passando a energia específica a ser dissipada de forma gradual ao longo de uma determinada área finita da interface, sendo em modo puro igual à área sob a curva tensão-deslocamento relativo (Figura

2.2), dada pela equação (2.2) com G_c , função do deslocamento máximo, Δ_R (da Silva et al., 2007).

$$G_c = \frac{1}{2} t_o \Delta_R = \frac{1}{2} K \Delta_R^2 \quad (2.2)$$

O MDC torna-se realista quando o tamanho da zona coesiva e as forças interfaciais são relativamente pequenas quando comparadas com as características do material que a constitui (Camanho e Dávila, 2002).

2.4.2. Modelo de dano coesivo em modo puro

Existem 3 modos que influenciam a propagação de fendas, um modo de tração (I) e dois modos de corte (II e III) (Figura 2.3), assumindo que um estado puramente compressivo não promove ocorrência de dano. O modo I é o mais prejudicial para a delaminação porque os adesivos são normalmente mais resistentes ao corte do que à tração (da Silva et al., 2007). A formulação do modelo é idêntica para cada um dos modos, assim será utilizado o índice “ i ” para referir um modo genérico.

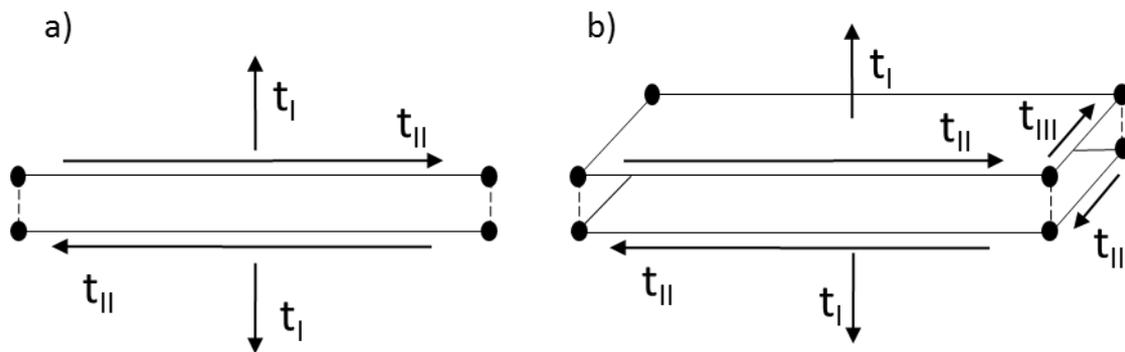


Figura 2.3 - Modos e direções de rotura no elemento coesivo a) 2D; b) 3D

Em modo puro a iniciação da fenda pode ser verificada quando a tensão nos elementos coesivos, t_i , ultrapassa $t_{o,i}$. Após a iniciação existe um amaciamento de t_i acompanhado de uma redução gradual de K_i . Nesta região o elemento coesivo é danificado numericamente pela introdução do parâmetro de dano, d_i , que varia entre 0, para inexistência de dano e 1, para ocorrência do dano completo que é originado pela perda completa da rigidez do elemento (Alfano e Crisfield, 2001). Neste ponto, ocorre propagação da fenda que é dado por G_i igual a $G_{c,i}$.

Se a estrutura for solicitada ciclicamente irá ocorrer uma descarga elástica no sentido da origem com uma rigidez inferior a K_i e uma diminuição do deslocamento relativo.

Assim, o modelo de dano utiliza a mecânica do contacto para introduzir no comportamento constitutivo a irreversibilidade do dano com a reaplicação da rigidez penalidade inicial quando uma interpenetração for detetada (Camanho e Dávila, 2002).

2.4.3. Modelo de dano coesivo em modo misto

Na presença de solicitações que promovem vários modos de rotura, ou no caso de rotação dos substratos das juntas coladas (da Silva et al., 2007), é fundamental a existência de critérios de interação de parâmetros para uma correta previsão da iniciação e propagação das fendas. Em Turon et al. (2005) é apresentado um critério de iniciação de dano, formulado independentemente do critério de propagação. Esse critério foi proposto por Ye (Equação (2.3)), não estando totalmente validado, pela dificuldade de aquisição de dados experimentais em modo III.

$$\left(\frac{t_I}{t_{O,I}}\right)^2 + \left(\frac{t_{II}}{t_{O,II}}\right)^2 + \left(\frac{t_{III}}{t_{O,III}}\right)^2 = 1 \quad (2.3)$$

Baseado na interação entre tensões interlaminares, Turon et al., (2005) formularam um critério de iniciação para a delaminação progressiva de materiais compósitos sob razões de modo variáveis. Este critério é uma superfície elíptica, função da razão de modo misto, β , que aumenta com a evolução do dano e do critério de propagação (Equação (2.4)). Quando comparado com o critério de Ye (Equação (2.3)) verificam-se resultados semelhantes. Segundo Turon et al. (2005) a formulação assegura uma transição suave para todas as razões de modo misto, evitando ainda a restauração do estado coesivo.

$$(t_o)^2 = (t_{O,I})^2 + (t_{O,II})^2 + (t_{O,III})^2 = (t_{O,I})^2 + \left((t_{O,CORTE})^2 - (t_{O,I})^2\right)^2 B^\eta \quad (2.4)$$

ou nos espaço de deslocamentos relativos, pela equação (2.5):

$$(\Delta_o)^2 = (\Delta_{O,I})^2 + (\Delta_{O,II})^2 + (\Delta_{O,III})^2 = (\Delta_{O,I})^2 + \left((\Delta_{O,CORTE})^2 - (\Delta_{O,I})^2\right)^2 B^\eta \quad (2.5)$$

em que:

$$B = \frac{G_{CORTE}}{G_T} = \frac{\beta^2}{1+2\beta^2-2\beta}$$

η , o parâmetro do critério B-K

$$\beta = \frac{\Delta_{CORTE}}{\Delta_{CORTE} + \langle \Delta_I \rangle}$$

$$t_{O,CORTE} = t_{O,II} + t_{O,III}$$

$$\Delta_{O,CORTE} = \Delta_{O,II} + \Delta_{O,III}$$

É de notar que a iniciação em modo misto ocorre sempre antes das componentes de tensão atingirem os seus valores admissíveis, $t_{0,i}$.

Após a iniciação, a propagação da fenda é verificada por critérios de interação entre os valores de G_i , que são considerados constantes ao longo de toda a zona de propagação, coincidindo com a aplicação direta do LEFM (Alfano e Crisfield, 2001). Critérios de propagação como o da Potência descrito na equação (2.6) e o critério de Benzeggah and Kenane (B-K) na equação (2.7) têm em conta a razão de modos de sollicitação Camanho e Dávila (2002).

$$\left(\frac{G_I}{G_{c,I}}\right)^\alpha + \left(\frac{G_{CORTE}}{G_{c,II}}\right)^\alpha = 1 \quad (2.6)$$

$$G_{c,I} + (G_{c,II} - G_{c,I}) \left(\frac{G_{CORTE}}{G_T}\right)^\eta = G_c \quad (2.7)$$

Com $G_{CORTE} = G_{II} + G_{III}$ e $G_T = G_I + G_{CORTE}$.

Apesar de o critério de potência ser o mais utilizado para avaliação da delaminação em modo misto, alguns autores verificaram que para valores de $\alpha=1$, o critério era adequado para matrizes PEEK, mas para matrizes epóxi com $\alpha=1$ e $\alpha=2$, este critério não conseguia prever o modo misto para uma gama de razões de modo entre 0,9 a 1 (Figura 2.4) (Camanho e Dávila, 2002), apesar de da Silva et al. (2007) sugerirem $\alpha=2$ para adesivos de epóxido. Para solucionar este problema das matrizes de epóxido, é utilizado o critério semi-empírico B-K que expressa como função da razão de modos o parâmetro η , obtido por testes experimentais para diferentes razões de modo. Segundo um estudo de Camanho e Dávila (2002), verificou-se que o critério B-K representa o modo misto para uma faixa superior à da lei de Potência ($\alpha=1$ e $\alpha=2$) para resinas epóxido tenazes ($\eta=1,39$) e frágeis ($\eta=1,75$) (IM7/977-2 e AS4/3501-6, respetivamente na Figura 2.4), porque no limite a razão de modos não excede o seu valor crítico, como verificado experimentalmente.

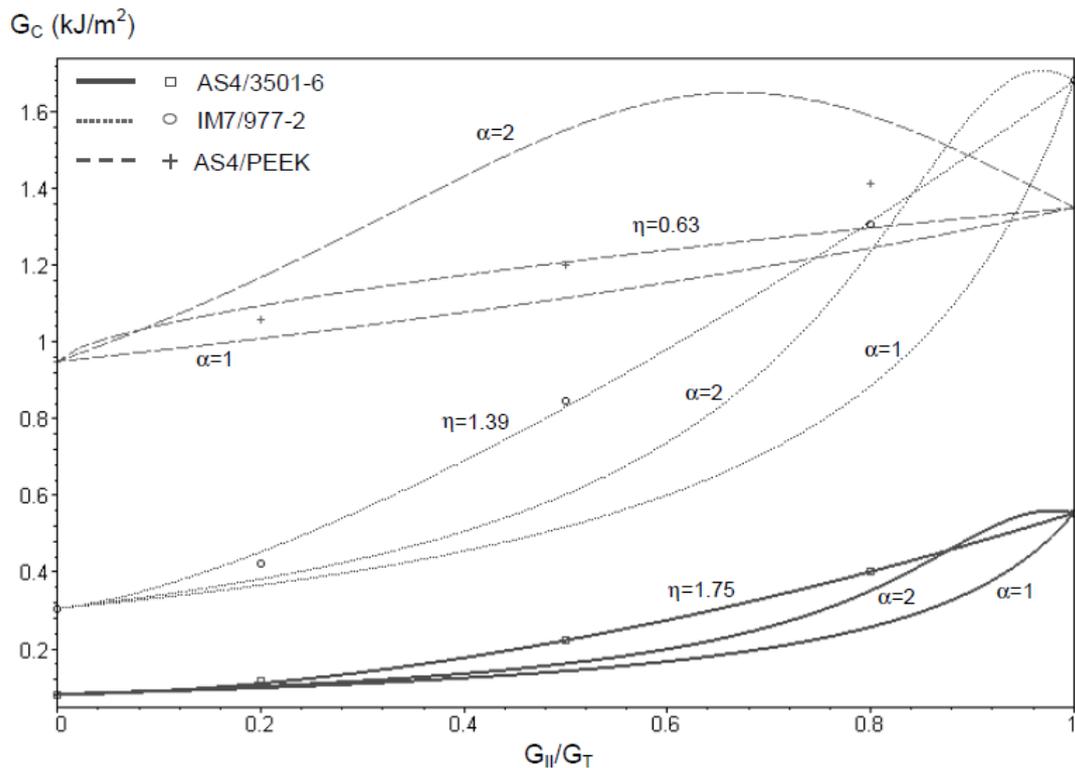


Figura 2.4 - Modo misto de tenacidade à fratura para o critério de Potência e B-K (Camanho e Dávila, 2002)

2.5. Análise das Juntas Coladas

As vantagens das juntas coladas conduziram ao aumento da sua utilização e à necessidade de compreensão do seu comportamento mecânico em qualquer solicitação. Essa análise evoluiu desde os modelos analíticos até aos modelos numéricos, mostrando grande importância na análise de detalhes e geometrias complexas.

2.5.1. Análise analítica elástica e elasto-plástica

A análise de juntas adesivas começou à cerca de 70 anos com modelos analíticos simples e simplificados. O primeiro modelo em 1938 de Volkersen considera que, para uma junta de sobreposição simples com comportamento linear elástico global, a tensão de corte máxima ocorre nas extremidades e a mínima no centro da junta, devido ao módulo de elasticidade dos substratos, E_S , ser superior aos dos adesivos, E_A , (Gonçalves, 2000; da Silva et al., 2007). Em 1944, Goland e Reissner incluíram nesta análise o efeito da rotação da junta devido à existência de forças não colineares gerando tensões de arrancamento no adesivo. O momento fletor gerado na junta, M_S , flete os substratos e os deslocamentos passam a ser não-

lineares, sendo relacionados com um fator do momento fletor, k , que tem em conta a colinearidade da carga aplicada (Equação(2.8)).

$$M_S = \frac{kFt_S}{2b} \quad (2.8)$$

onde F representa a força aplicada, b a largura e t_S a espessura do substrato.

Para valores de $k \approx 1$ o momento fletor é máximo, porque para cargas pequenas não existe rotação da junta, enquanto para cargas superiores a junta entra em rotação e as linhas de ação de carga deslocam-se para o centro do substrato, reduzindo o momento fletor ($k < 1$) (da Silva et al., 2007). Goland e Reissner também conseguiram prever o valor das tensões de corte e de arrancamento no adesivo a partir de um modelo analítico em estado plano de deformação. Este modelo considera que as tensões ao longo da espessura são constantes e que os substratos fletem de forma cilíndrica (Gonçalves, 2000). As tensões de corte, τ_{corte} , no adesivo podem ser calculadas pela equação (2.9).

$$\tau_{corte} = -\frac{2F}{8bL} \left[\frac{\gamma L}{2t_S} (1 + 3k) \frac{\cosh(\gamma y/t_S)}{\sinh(2\gamma/Lt_S)} + 3(1 - k) \right] \quad (2.9)$$

onde $\gamma = (4E_A t_S)/(E_S t_A (1 + \nu_S))$, L é o comprimento de sobreposição, t_A a espessura do adesivo, E_A o módulo de elasticidade do adesivo, E_S o módulo de elasticidade do substrato, ν_S o coeficiente de Poisson do substrato e y a coordenada entre o centro e a extremidade do adesivo.

As tensões de arrancamento, σ_{arranc} , no adesivo, podem ser determinadas pela equação (2.10):

$$\sigma_{arranc} = \frac{4Ft_S}{R_3 b L^2} \left[\left(R_2 \lambda^2 \frac{k}{2} + \lambda k' \cosh(\lambda) \cos(\lambda) \right) \cosh\left(\frac{2\lambda y}{L}\right) \cos\left(\frac{\lambda y}{L}\right) + \left(R_1 \lambda^2 \frac{k}{2} + \lambda k' \sinh(\lambda) \cos(\lambda) \right) \sinh\left(\frac{2\lambda y}{L}\right) \sen\left(\frac{2\lambda y}{L}\right) \right] \quad (2.10)$$

onde:

$$\lambda = \frac{L}{2t_S} \left(\frac{6E_A t_S}{E_S t_A} \right)^{1/4}$$

$$k' = k \frac{L}{2t_S} \left(3(1 - \nu_S^2) \frac{F t_S}{b t_S E_S} \right)^{1/2}$$

$$R_1 = \cosh(\lambda) \sen(\lambda) + \sinh(\lambda) \cos(\lambda)$$

$$R_2 = \sinh(\lambda) \cos(\lambda) - \cosh(\lambda) \sen(\lambda)$$

$$R_3 = (\sinh(2\lambda) + \sen(2\lambda))/2$$

Este modelo analítico tem as suas limitações na medida em que o fator k considera que existe rotação da zona de sobreposição, mas despreza t_A e as tensões no adesivo são determinadas para um adesivo com espessura, mas que não sofre rotação (Gonçalves, 2000). As soluções obtidas por este método são validas quando as razões entre as rigidezes do adesivo e do substrato são inferiores a 0,1 (Equação (2.11) e (2.12)), ou seja:

$$\frac{t_S G_A}{t_A G_S} < 0,1 \quad (2.11)$$

$$\frac{t_S E_A}{t_A G_S} < 0,1 \quad (2.12)$$

onde G_A e G_S são os módulos de elasticidade transversal do adesivo e do substrato, respetivamente. Estes limites baseiam-se na energia de deformação do substrato e do adesivo. A teoria considera que o trabalho realizado pelas tensões normais e de corte são desprezáveis no substrato, quando comparado com as tensões que são geradas no adesivo (Gonçalves, 2000).

As análises de Volkersen e Goland e Reissner não têm em conta o comportamento plástico do substrato e do adesivo, o que pode levar a erros de previsão de rotura (da Silva et al., 2007). Em 1973, Hart-Smith estudou o comportamento elasto-plástico do adesivo e demonstrou que a sua plasticidade aumenta a resistência da junta relativamente a uma análise elástica. Este estudo foi complementado por Wang et al. (2003) com a introdução do comportamento elasto-plástico do substrato, verificando que a cedência plástica do substrato na extremidade de sobreposição aumenta as tensões de corte no adesivo (Gonçalves, 2000). Os estudos realizados por Renton e Vinson em 1975 verificaram que a tensão de corte era nula nas extremidades e que os seus máximos localizavam-se em pontos ligeiramente afastados, isto porque nas extremidades a existência de uma superfície livre anula a tensão de corte (Gonçalves, 2000). Em 1977 e 1992 Allman, Adams e Mallick investigaram a variação das tensões de corte, transversais e de arrancamento ao longo da espessura, concluindo que estas últimas variam linearmente, com os seus máximos a ocorrer perto das extremidades dos substratos (da Silva et al., 2007).

Os estudos realizados anteriormente baseiam-se em aproximações, por se tratar de análises bidimensionais. Na realidade, em análises tridimensionais observa-se outros efeitos que as análises bidimensionais não podem detetar como o efeito de Poisson, que origina tensões normais transversais no substrato e tensões de corte no adesivo, e a flexão

com curvaturas opostas que induz tensões de corte e arrancamento adicionais (da Silva et al., 2007).

2.5.2. Análise numérica: método de elementos finitos

Com o aumento da complexidade geométrica e material na obtenção das propriedades globais das juntas coladas, o MEF passou a ser utilizado de forma a colmatar essas dificuldades. O MEF define-se por um método de análise numérica, que consiste na divisão de uma estrutura complexa em vários subdomínios de geometria mais simples, conhecidos como elementos finitos (da Silva e Campilho, 2012).

Estes conceitos foram introduzidos na década de 60 e 70 por Clough, Zienkiewicz e Cheung, começando por ser utilizado com análises lineares em juntas coladas por Wooley e Carvey em 1971 (Zienkiewicz e Taylor, 2000). Em 1980 o avanço tecnológico possibilitou o desenvolvimento de métodos mais eficientes na resolução de problemas não-lineares.

Segundo da Silva e Campilho (2012) o MEF possibilita a análise de qualquer tipo de geometria dos substratos, dos *tapers* do adesivo, avaliação do efeito da não linearidade geométrica, e material dos substratos e adesivos e a determinação de todas as componentes de tensão e deformação como verificado por vários autores. Na análise paramétrica para dada geometria, o MEF é vantajoso na medida que apenas é necessário a alteração dos parâmetros em estudo.

De seguida é apresentado os tipos de elementos mais utilizados na modelação de juntas coladas pelo MEF.

Elementos sólidos contínuos

Como referido por da Silva et al. (2007) a escolha da malha deve ser tida em conta na análise de juntas coladas. A densidade da malha e o tipo de elemento influenciam os resultados finais devido às suas formulações e simplificações.

As juntas coladas podem ser modeladas com dois tipos de elementos que são adequados para análises lineares e não lineares, envolvendo plasticidade e grandes deformações. Para uma análise bidimensional de juntas adesivas os elementos sólidos 2D em estado plano de tensão e plano de deformação são frequentemente os mais utilizados. O primeiro elemento é usado quando uma das dimensões é muito pequena em relação às outras e a tensão segundo essa direção é nula, enquanto o segundo é utilizado quando uma das

dimensões é considerada como infinita e a deformação nessa direção é nula (Zienkiewicz e Taylor, 2000).

Quando é necessário uma maior precisão de análise recorre-se a elementos sólidos 3D de modo a avaliar os detalhes mencionados anteriormente. Segundo da Silva e Campilho (2012) e Alfano e Crisfield (2001), em juntas coladas e em delaminação DCB (*Double Cantilever Beam*), uma análise 2D em condições de estado plano de deformação é satisfatória.

Elementos coesivos contínuos de interface

Os elementos coesivos mais utilizados são os de interface contínua de espessura nula (Figura 2.3) e de espessura fina. Estes elementos são introduzidos na ligação entre elementos sólidos para simular o início e a propagação das fendas. Os elementos coesivos de espessura nula simulam o caminho da propagação da fenda na delaminação da interface adesiva ou coesiva em juntas coladas, e os elementos espessura fina simulam a rotura total do adesivo fino (Silva e Campilho, 2012).

Os elementos de espessura nula apresentam comportamento constitutivo bilinear dependente de K , como já referido, enquanto os elementos de espessura fina possuem um comportamento constitutivo bilinear, trapezoidal entre outros, dependente de uma rigidez inicial precisa, uma vez que representa a rigidez da ligação em cada modo de carregamento (da Silva e Campilho, 2012).

A utilização deste tipo de elementos pode levar a problemas de convergência quando ocorre propagação do dano, devido à mudança brusca da sua rigidez. Este problema pode ser resolvido com a diminuição do tamanho do incremento de tempo (da Silva e Campilho, 2012).

2.6. Resistência das Juntas Coladas

A junta colada por ser uma estrutura de ligação tem certas particularidades que devem ser avaliadas, como os parâmetros que influenciam o modo de colapso que a junta pode sofrer.

2.6.1. Modo de carregamento e rotura de juntas coladas

A conceção de juntas coladas como já referido, tem a finalidade de transmitir as cargas entre dois componentes, garantindo uma boa resistência específica global e a integridade estrutural sob condições adversas. Para que essa integridade não esteja comprometida é necessário conhecer os tipos de rotura a que esta ligação está sujeita. Os tipos de rotura mais comuns são a rotura mista e a rotura adesiva. A rotura mista surge nas proximidades da interface devido à baixa resistência do adesivo relativamente à resistência adesiva (da Silva e Campilho, 2012), enquanto a rotura adesiva surge pela baixa resistência da interface que é provocada pela fraca colagem. No caso de o substrato possuir propriedades mecânicas inferiores a rotura ocorrerá ao longo deste. A Figura 2.5 exemplifica os quatro tipos de rotura mencionados.

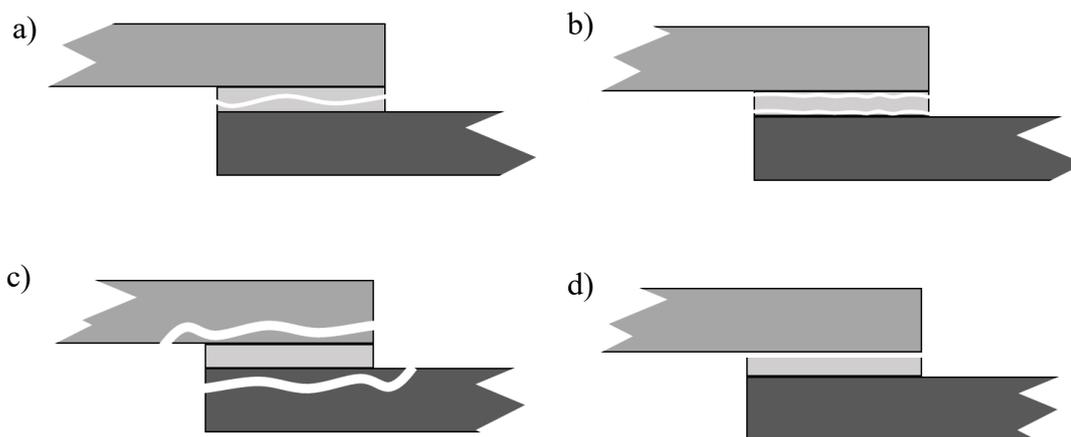


Figura 2.5 - Tipos de rotura em juntas coladas **a)** Rotura coesiva. **b)** Rotura mista. **c)** Rotura no substrato. **d)** Rotura adesiva.

Campilho et al. (2013) e da Silva et al. (2007) referem que, para adesivos espessos homogêneos e isotrópicos a rotura tende a ocorrer na direção perpendicular à tensão principal máxima em modo I, independentemente da orientação da fenda inicial, o que não acontece em adesivos finos. A sua rotura é restringida pela rigidez dos substratos em condições de modo misto e tende a ocorrer ao longo da direção da ligação colada, por se tratar de superfícies heterógenas.

Da Silva et al. (2007) verificaram que os carregamentos que provocam a rotura das ligações coladas são a tração, a compressão, o corte, a clivagem e o arrancamento. Os carregamentos de compressão atuam na direção perpendicular à zona de ligação originando tensões normais, mas raramente provocam rotura, exceto quando as cargas não permanecem

alinhadas. Por outro lado, os carregamentos de tração promovem a separação do adesivo ao substrato. Os carregamentos de corte atuam na direção tangencial à zona de ligação, provocando tensões que variam ao longo da área de sobreposição. A clivagem e o arrancamento são os tipos de carregamento que comprometem a resistência das juntas coladas, porque a tensão concentra-se numa área reduzida. Esta dificuldade pode ser ultrapassada com a combinação de materiais de diferentes propriedades. Em situações reais, os esforços de clivagem podem ocorrer facilmente se existirem cargas de tração e a espessura da cola não estiver uniformemente distribuída.

2.6.2. Influência de propriedades materiais e geométricas

A resistência de uma junta colada é influenciada pelas propriedades mecânicas e térmicas dos materiais que a constituem, pela espessura do adesivo, t_A , do substrato, t_S , pelo comprimento de sobreposição total, L_S , pelo tipo de geometrias de ligação dos materiais e pelo seu tratamento superficial e condições de serviço (da Silva et al., 2007 e Correia, 1993).

Propriedades mecânicas e térmicas

Em da Silva et al. (2007) é referido que o comportamento do adesivo (frágil ou dúctil) a utilizar, irá influenciar a resistência global da ligação. Em adesivos frágeis a sensibilidade à propagação de fendas é superior e um E_A elevado provoca uma distribuição de tensões não uniforme em relação aos adesivos dúcteis, que devido à sua flexibilidade e tenacidade possibilitam uma resistência global superior ao corte e ao arrancamento.

Em relação ao tipo de substrato, alguma ductilidade e flexibilidade é benéfica para uma distribuição de tensões uniforme, visto que a sua rigidez pode provocar concentração de tensões nas extremidades da sobreposição conduzindo à sua rotura. Esta situação verificou-se em Campilho et al. (2013), quando concluíram numericamente que a carga máxima para substratos mais flexíveis possuía um menor desvio experimental que os substratos rígidos devido a menores gradientes de tensão ao longo da sobreposição.

Da Silva et al. (2007) refere que substratos com o mesmo E_S ou a mesma rigidez, mas de materiais diferentes, possibilitam o aumento da resistência da junta.

Vários autores estudaram os efeitos térmicos em juntas coladas e verificaram que o efeito da contração térmica na cura dos adesivos não era relevante. Verificaram também que para diferentes coeficientes de expansão térmica entre o substrato e o adesivo

havia a uma distribuição não uniforme das tensões na zona de sobreposição. O último efeito relacionava o comportamento dos materiais a diferentes temperaturas que, no caso dos metais, não é crítico, enquanto nos adesivos pode levar à perda das características mecânicas (da Silva et al., 2007).

Geometria da junta

Alguns autores estudaram o efeito da geometria do substrato e do adesivo e verificaram que esta alteração originava alterações na resposta global da estrutura. A esta alteração de geometria do substrato e do adesivo nas extremidades da sobreposição é denominado de *taper*.

Em 1984 Adams e Harris estudaram o efeito do *taper* no adesivo, na distribuição de tensões e no modo de falha, concluindo que a utilização de diferentes substratos condicionava a localização dos picos de tensão no adesivo. Em 1986 Adams, e outros estudaram diferentes configurações, descobrindo que no caso de *taper* nos substratos não ocorria melhoria significativa da resistência da junta em comparação com o *taper* no adesivo e o *taper* invertido com filete. Estas duas configurações reduziram as tensões de corte na ordem dos 75% e 87%, respetivamente (Santos, 2015).

Em 1992 Hildebrand com auxílio do MEF estudou o efeito das geometrias das extremidades entre metal e plástico reforçado com fibras (FRP). Ensaando 4 tipos de juntas com *taper* no adesivo, invertido, de extremidade arredondada e com indentação para ângulos de 30°, 45° e 60°, concluiu que o *taper* de 30° obtinha melhor resistência e que as juntas de geometria arredondada e com indentação melhoravam a resistência 90 a 150% (Santos, 2015).

Em 1998 Lang e Mallick estudaram o efeito da geometria dos *tapers* na resistência mecânica da junta. Com a utilização de um L_S de 15,7mm, estudaram-se 8 geometrias distintas, em juntas de SMC (*Sheet Molding Compound*) com adesivo epóxico. Concluíram que a geometria do *taper* é significativa na resistência, e que para um ângulo baixo de *taper* no adesivo existia uma maior redução das tensões de arrancamento (Marques, 2014), com uma redução máxima de 50% (da Silva et al., 2007).

Santos (2015) estudou o efeito do ângulo de *taper* em 5 tipos de juntas de alumínio 5083-H111 com Araldite® 420 A/B, concluindo que a utilização de *taper* invertido aumentava a resistência da junta e que o aumento de L_S aumenta a resistência da mesma.

Espessura e comprimento de sobreposição

Outras características importantes na influência da resistência global da junta colada são as espessuras t_A e t_S e o L_S que se relacionam entre si. Da Silva et al. (2007) refere que um aumento da razão de L_S e t_A conduz a um limite máximo de resistência da ligação.

Estes autores mencionam também que os valores de t_A que proporcionam o melhor desempenho da junta situam-se entre 0,1 e 0,5 mm, o que na maioria dos casos abrange a gama recomendada pelos fabricantes (0,1 a 0,2 mm). Para t_A inferiores a 0,1mm existe plastificação localizada que não afeta a curva global de comportamento enquanto para valores de t_A superiores existe influencia na curva global por ocorrência de plastificação globalizada (da Silva et al. (2007).

Em 2001 Gleich demonstrou que as tensões normais e de corte nas interfaces e junto das extremidades de sobreposição aumentavam com t_A , ao contrário do que acontece no plano médio (da Silva et al., 2007).

A relação entre o ângulo de *taper* e L_S também promove variações na resistência mecânica. Solmaz e Turgut (2011) estudaram esta relação em substratos de CFRP (*Carbon Fiber Reinforcement Polymer*) com um L_S de 25,4 e 38,1mm para ângulos de *taper* de 0°, 15°, 30°, 45°, 60° e 75°, concluindo que o maior valor de L_S e um ângulo de 15° obtinham uma resistência superior.

Em 2005 Lucic estudou juntas de alumínio (Al99,5) com epóxico de dois componentes, variando o L_S de 15 a 60mm, verificando que o seu aumento conduzia a uma melhoria das distribuições de tensões, deixando de se verificar após o valor ótimo de L_S (40mm) ser atingido. Em 1991, Hattori vem complementar este estudo referindo que para t_A superior a t_S a tensão de corte diminui com o aumento de L_S (Marques, 2014).

Campilho et al. (2008) estudaram a resistência de uma junta reparada, composta por substratos de compósito CFRP e adesivo de Araldite 420 ® com *taper*, variando o L_S e t_S do remendo. Introduziram elementos coesivos de espessura nula para simular a delaminação no compósito e na interface CFRP/*taper* e elementos coesivos de espessura fina para simular o adesivo. Concluíram que a alteração de t_S influenciava a zona de iniciação da fenda e a rigidez da estrutura, enquanto o aumento de L_S aumentava a força máxima de rotura.

Recentemente, Campilho et al. (2013) verificaram que para valores pequenos de L_S , os níveis de tensão de corte são aproximadamente constantes entre as extremidades,

enquanto para L_S superiores a tensão aumenta, aumentando também os desvios numéricos em relação aos resultados experimentais.

2.6.3. Influência de parâmetros numéricos

A utilização adequada dos parâmetros numéricos tem uma grande influência na previsão da resistência das juntas coladas. Estas quantidades devem ser devidamente ajustadas de modo a que o modelo numérico apresente um comportamento verídico quando comparado com o comportamento real da estrutura.

Forma da lei dos elementos coesivos

A modelação numérica das juntas coladas é bastante complexa. Para combater esta complexidade existem métodos aproximados, como o MDC baseado em análises locais ou contínuas com a introdução de elementos coesivos.

A análise local é a análise MDC descrita na secção 2.4. A modelação das juntas deve ser constituída com elementos finitos sólidos de formulação elasto-plástica para possibilitar a existência de dissipação plástica do adesivo e do substrato, promovendo a deformação da estrutura (da Silva e Campilho, 2012). A propagação da fenda é simulada pelos elementos de interface coesiva de espessura nula (Figura 2.3), nas zonas mais favoráveis para ocorrência de fratura, sendo em zonas próximas das interfaces e dentro do adesivo.

A análise contínua é mais simplista por utilizar elementos coesivos de espessura fina, com determinada lei de comportamento para simular a rotura do adesivo fino (da Silva e Campilho, 2012). Contudo, certos tipos de leis de comportamento podem originar problemas de convergência e precisão quando utilizado com substratos rígidos, ou em ligações dúcteis (lei trapezoidal) (da Silva e Campilho, 2012; Campilho et al., 2013).

Rigidez penalidade

Nos elementos coesivos de espessura nula (Figura 2.3), a rigidez da interface inicial, K , é independente da discretização e podem considerar-se iguais para interfaces sem dano no contacto entre materiais isotrópicos (Gonçalves, 2000), ao contrário dos elementos coesivos de espessura fina.

Gonçalves (2000) investigou a influência de K e dos métodos de integração numérica na determinação da matriz de rigidez do elemento coesivo e concluiu que o método

de Newton-Cotes quando comparado com o de Gauss, apresenta convergência com distribuição de tensões interfaciais uniformes num intervalo de 10^5 a 10^6 N/mm³ e de 5×10^4 N/mm³ para estruturas compósitas (da Silva e Campilho, 2012). Este intervalo garante que as faces superiores e inferiores do elemento coesivo se mantenham no domínio linear elástico (Camanho e Dávila, 2002), não alterando a rigidez global da estrutura e nem origine problemas numéricos associados a oscilações das tensões interfaciais.

Alfano e Crisfield (2001) estudaram o efeito do número de pontos de integração na precisão da estimativa da matriz rigidez e do vetor de forças residuais, verificando que o aumento de pontos pode reduzir a estabilidade do algoritmo de solução, aumentando o tempo computacional. Assim para elementos coesivos lineares (2D), deve-se utilizar 2 pontos de integração para o método de Newton-Cotes.

Em análises contínuas, os valores a considerar para a diagonal da matriz \mathbf{K} , podem ser determinados pela razão de E_A e G_A , por t_A . Assim, a escolha dos componentes de \mathbf{K} , deve ser tal que consiga modelar a rigidez da ligação com precisão (da Silva e Campilho, 2012).

Tensão limite interfacial

A escolha da tensão limite interfacial, t_O , deve prever a iniciação da fenda, cumprindo simultaneamente os critérios de dano. Caso isso não aconteça, os resultados serão imprecisos quando comparados com o método do MFLE (Alfano e Crisfield, 2001). Quanto maior é o valor de t_O , mais refinada deverá ser a malha em torno da zona de delaminação, para que não exista oscilações fictícias na resposta estrutural. A utilização de um valor baixo de t_O , é uma boa solução para a zona de propagação, diminuindo o tempo computacional devido à possibilidade de uma malha mais grosseira em torno da fenda. Mas, esta opção torna a solução mais flexível na zona de pré-fenda (fase inicial do carregamento), podendo resultar em erros consideráveis em modo misto de propagação (Alfano e Crisfield, 2001).

Taxa de libertação de energia crítica

Em 1957 Irwin relacionou a G_c em estado plano de tensão e plano de deformação com o fator de intensidades de tensões por não ser facilmente determinado quando a fenda se situa na interface (da Silva e Campilho, 2012; da Silva et al., 2007). Da Silva et al. (2007) referem que para fendas que se propagam na interface, o G_c pode ser determinado pela média pesada entre as propriedades dos substratos e do adesivo.

G_c é independente da geometria da interface para laminados compósitos (Alfano e Crisfield, 2001), mas dependente do valor da t_A . Segundo da Silva e Campilho (2012), G_c aumenta com o aumento de t_A , até um valor máximo para ligações adesivas finas que ultrapassa o valor de G_c para adesivos espessos. Após este máximo, G_c diminui com o aumento de t_A até atingir um valor constante que corresponde ao valor de G_c para adesivos espessos. Segundo estes autores, um aumento de G_c em 100% provoca um aumento da resistência da junta em 10%.

Convergência

Problemas de convergência são comuns no MEF. De modo a ultrapassar algumas dificuldades são aqui referidos alguns aspetos a se ter em conta no estudo de juntas coladas (da Silva e Campilho, 2012; Camanho e Dávila, 2002; Alfano e Crisfield, 2001):

- Elementos de interface originam facilmente problemas numéricos por serem dependentes da lei constitutiva e da densidade da malha perto ou na localização da zona da pré-fenda e na zona da sua propagação;
- Relações constitutivas dos elementos sólidos do substrato e do adesivo. Ortotropia plástica e elástica dos substratos ou plasticidade isotrópica;
- Elevada rigidez ou flexibilidade nos substratos;
- Utilização de adesivos de comportamento frágil;

Alguns destes problemas podem ser evitados pela:

- Diminuição do tamanho do incremento com a utilização de métodos implícitos e utilização de uma linha de pesquisa para auxiliar as soluções iterativas com o método de Newton- Raphson em problemas não-lineares;
- Diminuição do tamanho do elemento finito nas zonas de propagação e de pré-fenda;
- Aproximação do comportamento constitutivo a elasto-perfeitamente plástico e utilização de propriedades isotrópicas equivalentes;
- Diminuição de t_0 ou aumento de G_c .

3. PROCEDIMENTO NUMÉRICO

Neste capítulo é apresentado o procedimento para a validação dos resultados numéricos obtidos. Este procedimento tem por base a validação numérica da geometria associada a juntas coladas de sobreposição simples num ensaio de tração/corte no programa ADINA. Após essa validação, a geometria é utilizada para analisar o comportamento e as tensões das juntas de Alumínio 5083-H111 com Araldite® 420A/B.

3.1. Metodologia Numérica

A necessidade de solucionar um problema, leva-nos muitas das vezes a tentar encontrar um caminho que nos conduza a resultados fiáveis. Nesse sentido, a Figura 3.1 apresenta a metodologia utilizada ao longo deste estudo, dando ao leitor uma melhor percepção do procedimento para a validação do modelo geométrico e dos resultados numéricos.

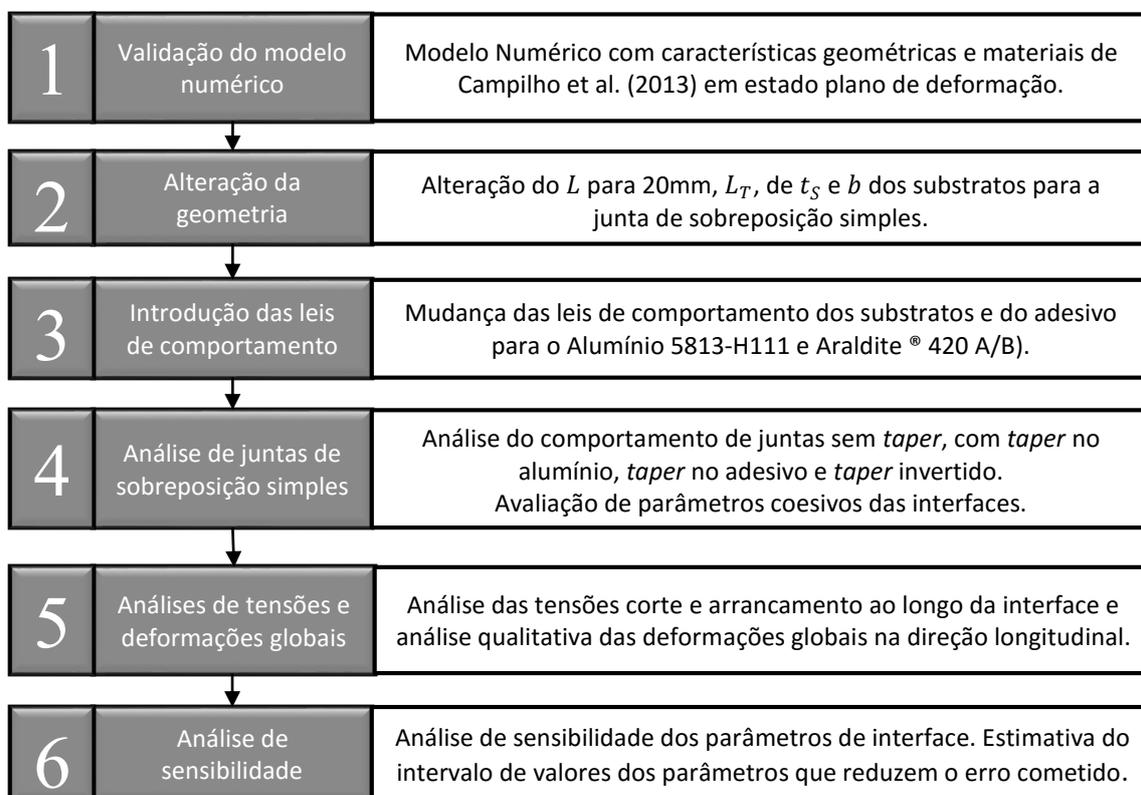


Figura 3.1 Esquema da metodologia numérica desenvolvida para o estudo

3.2. Validação do Modelo Numérico

Numa 1ª etapa por se tratar de um ensaio de tração/corte, foi feita um pesquisa bibliográfica de modo a encontrar modelos geométricos de juntas de sobreposição simples com resultados sobre a carga máxima, $F_{m\acute{a}x}$, para um comprimento de sobreposição sem *taper*, L , de 20mm e com propriedades do adesivo próximas da Araldite® 420 A/B. O modelo de Campilho et al. (2013) foi o que mais se adequou ao nosso estudo em termos geométricos e materiais. A geometria e as condições de fronteira estão apresentadas na Figura 3.2 e são as que representam melhor a amarração e o deslocamento num ensaio de tração (da Silva e Campilho, 2012).

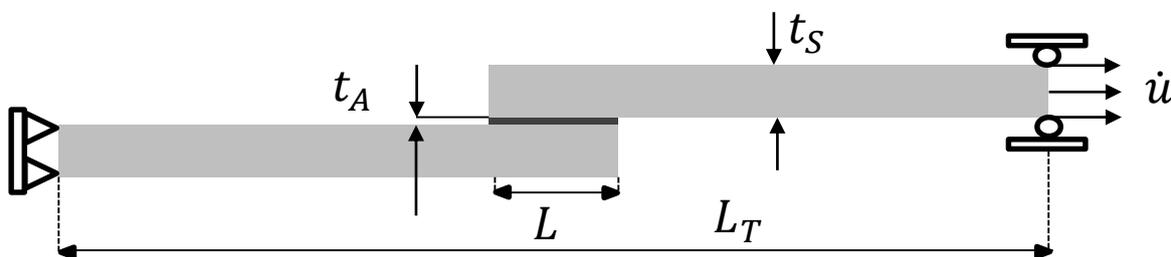


Figura 3.2 Modelo geométrico da junta de sobreposição simples sem *taper*

O material utilizado nos dois substratos é o SEAL® Texipreg HS 160 RM, um compósito de carbono/epóxico unidirecional e o adesivo é Araldite® 2015, uma cola com elevada ductilidade (Campilho et al., 2013) à semelhança da Araldite® 420 A/B. As geometrias e as propriedades dos dois materiais estão apresentadas no Apêndice A.

Nesta etapa, o objetivo foi realizar simulações numéricas de modo a atingir uma $F_{m\acute{a}x}$ com um erro inferior a 10%. Considerou-se uma velocidade de carregamento, \dot{u} , de 0.5 mm/min (Campilho et al., 2013) e um L de 10mm para validar a rigidez da estrutura. Na análise numérica foram utilizados elementos sólidos 2D, lineares de 4 nós em estado plano de deformação como Campilho et al. (2013). A principal diferença, entre os dois modelos encontra-se nos elementos que constituem o adesivo. Campilho et al. (2013) utilizou elementos coesivos de espessura fina com uma lei de comportamento bilinear (triangular), enquanto o nosso modelo possui elementos coesivos de interface na ligação dos elementos sólidos do adesivo com os elementos sólidos do substrato. As propriedades coesivas dos elementos de interface são apresentadas na Tabela 3.1. Para simular a iniciação do dano nos elementos coesivos foi utilizado o critério de Ye (Equação (2.3)), e para a propagação da

fenda o critério de Potência Linear ($\alpha=1$) (Equação (2.6)), tal como utilizado por Campilho et al. (2013).

Tabela 3.1 Propriedades coesivas dos elementos de interface SEAL®/Araldite® 2015

K [N/mm ³]	10 ⁶		
$t_{0,I}$ [MPa]	21	$t_{0,II}$ [MPa]	17
$G_{c,I}$ [N/mm]	0,43±0,02	$G_{c,II}$ [N/mm]	4,70±0,34

Após a determinação dos parâmetros que se adequam ao comportamento da interface, alterou-se o L para 20mm e avaliou-se a resistência em estado plano de deformação. Para ambos, os L 's simularam-se os modelos em estado plano de tensão de modo a comparar a variação da força máxima em relação a um estado em plano de deformação.

Na 2ª etapa foi alterado a geometria do modelo passo-a-passo, para as dimensões de b , L , t_A e t_S das juntas de Alumínio e Araldite a analisar.

3.3. Modelação de Juntas de Sobreposição Simples de Alumínio 5083-H111 e Araldite® 420 A/B

Com o modelo numérico validado, foram realizadas simulações do ensaio de tração/corte à temperatura de 20°C. Estas simulações basearam-se na norma ASTM (2001) e nos resultados experimentais obtidos em Santos (2015) e Marques (2014).

3.3.1. Modelos geométricos

Os modelos geométricos foram gerados considerando condições de fronteira idênticas ao caso de um ensaio de tração/corte, tal como referido anteriormente. De acordo com a norma ASTM (2001) a velocidade de carregamento, \dot{u} , a utilizar foi de 1,3mm/min.

Por se tratar de estruturas de dimensões reduzidas e de baixa densidade, o seu peso próprio foi desprezado, pois este, quando comparado com as cargas externas aplicadas é relativamente pequeno.

Neste estudo analisaram-se quatro configurações geométricas diferentes, juntas sem *taper*, juntas com *taper* em alumínio, juntas com *taper* no adesivo e juntas com *taper* invertido. Os vários tipos de juntas são apresentados na Figura 3.3 pela ordem descrita.

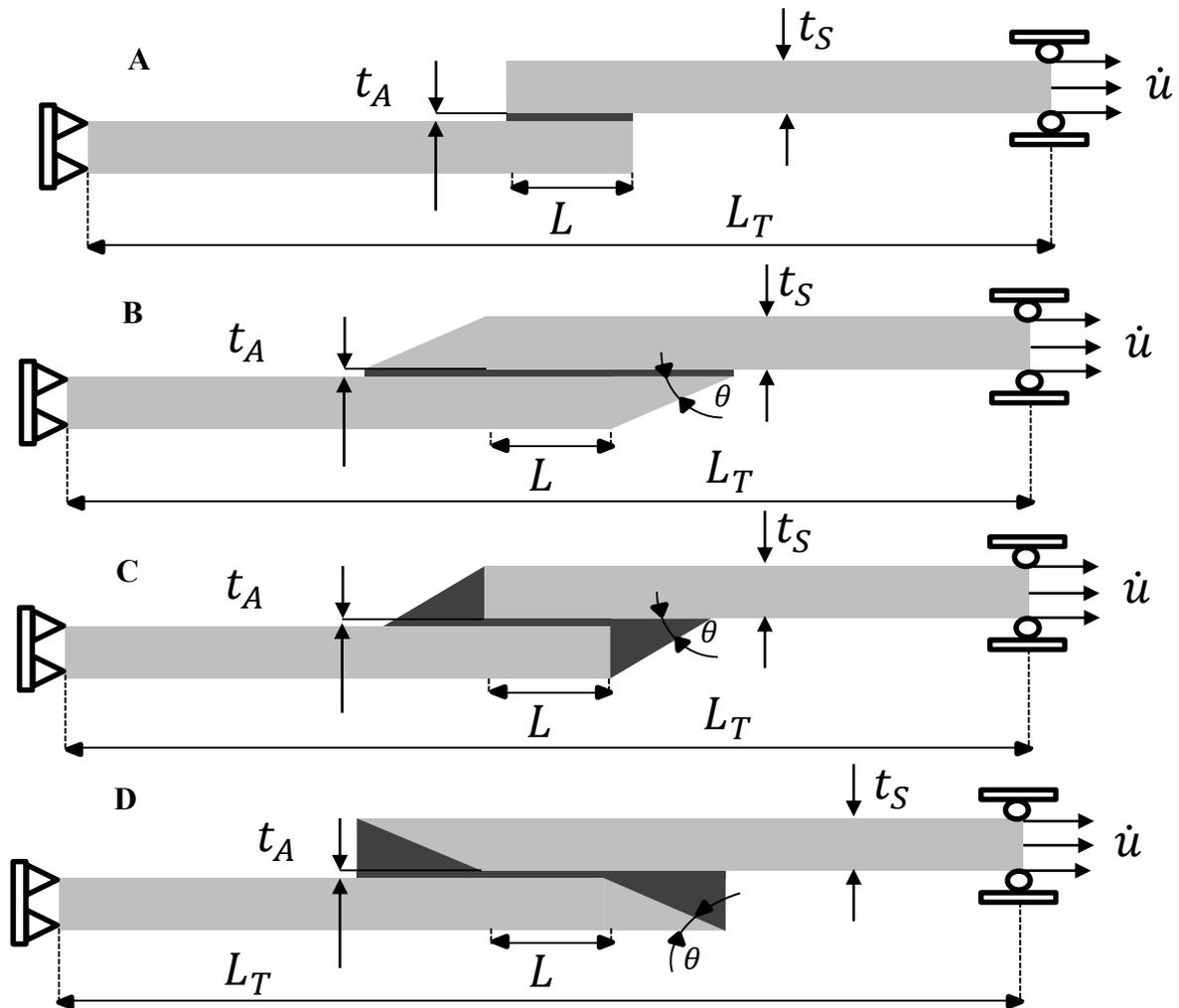


Figura 3.3 Modelo geométrico utilizado em cada tipo de junta colada: **A)** Junta sem *taper* **B)** Junta com *taper* no alumínio **C)** Junta com *taper* no adesivo **D)** Junta com *taper* invertido

As dimensões t_S , t_A , L e b foram mantidas constantes em todas as geometrias e são apresentadas na Tabela 3.2. Nos provetes com o ângulo de *taper*, θ , no alumínio foi utilizado um L_T de 147mm porque esta geometria será comparada com os resultados experimentais de Marques (2014), enquanto as restantes serão comparadas com os resultados experimentais obtidos em Santos (2015). Os modelos numéricos foram construídos de modo a garantir uniformidade e simetria dos elementos, impossibilitando assim uma influência significativa da discretização nos resultados numéricos.

Tabela 3.2 Dimensões geométricas dos provetes ensaiados

b [mm]	25	θ [°]	0, 30, 45, 60
t_A [mm]	0,2	t_S [mm]	4
L [mm]	20	L_T [mm]	147, 190

A discretização dos modelos geométricos foi feita considerando transições de malha entre as zonas de estudo, de forma a reduzir o tempo computacional. As zonas onde foi considerada maior densidade de elementos foram as seguintes: zona de iniciação e propagação de fendas e localização da flexão dos substratos.

Nas zonas de iniciação e propagação de fendas, a existência da elevada densidade de elementos sólidos 2D em torno dos elementos coesivos é justificada pela necessidade de aumentar o número de elementos coesivos (Alfano e Crisfield, 2001) e para que seja possível avaliar o estado de tensão no centro do adesivo. Utilizaram-se elementos sólidos bidimensionais lineares de 4 nós com uma dimensão próxima de 0,1mm nas duas direções (0,01 mm² de área). Na direção vertical, coincidente com a direção da espessura do adesivo do substrato foi garantida uma malha com refinamento de 1mm. A impossibilidade de garantir uma malha mais regular prende-se com o ângulo de *taper*.

Na zona de flexão dos substratos garantiu-se um comprimento de 12mm a partir das extremidades de modo a melhorar a solução das tensões geradas pela ocorrência da rotação da junta. Em muitos dos casos, devido a esse aumento de tensões locais, as roturas iniciam-se pelas extremidades das sobreposições. O tamanho característico dos elementos utilizado foi também, de valores próximos de 0,1mm em ambas as direções.

Nas zonas de amarração, por não ser um local crítico para a rotura das juntas coladas e de forma a não alterar significativamente a rigidez da estrutura, utilizou-se sempre o mesmo número de elementos. Em todas as situações foi utilizada uma malha regular de 0,2×0,2 mm².

De seguida, são apresentados os casos particulares de cada configuração geométrica como por exemplo a introdução de elementos coesivos em locais estratégicos na ocorrência de iniciação e propagação de fendas.

Juntas de sobreposição simples sem *taper*

Inicialmente foram realizadas simulações de juntas de sobreposição simples sem *taper*. Foram utilizados elementos de interface apenas na ligação dos dois materiais, pois, devido à concentração de tensões nas extremidades da sobreposição a iniciação da rotura ocorre nessa região, tal como foi previsto por Marques (2014) e Santos (2015). A utilização de elementos coesivos apenas nas interfaces de sobreposição vai de encontro ao referido por Campilho et al. (2013) e por da Silva et al. (2007), porque a propagação da fenda está restringida pela presença dos substratos, quando a t_A é pequena. A Figura 3.4 apresenta a

malha utilizada. Os elementos coesivos de interface são apresentados com a linha preta. As dimensões do modelo numérico da junta colada sem *taper* estão apresentadas na Tabela B.1 (Apêndice B).

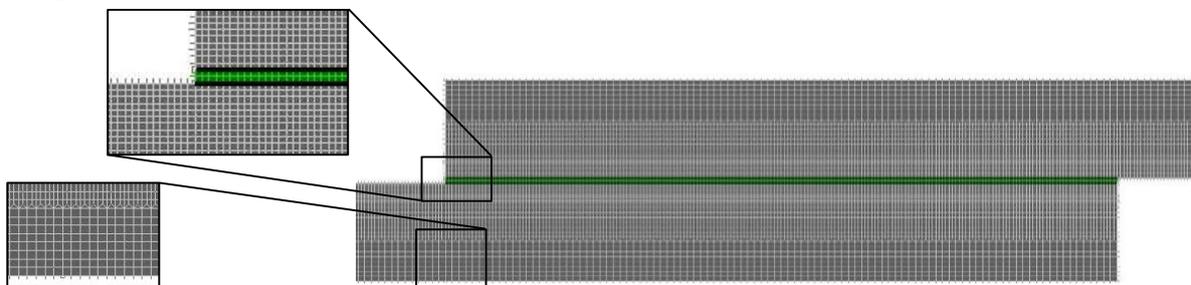


Figura 3.4 Malha utilizada em torno da ligação colada sem *taper* (90°)

Juntas de sobreposição simples com *taper* no alumínio

Para avaliar a influência de t_s na carga máxima foram criados três modelos de juntas coladas com *taper* de alumínio. Na região dos *tapers* onde foram introduzidos elementos coesivos, foi utilizada uma densidade de elementos superior. Os elementos sólidos mais afastados da interface têm dimensão $0,2 \times 0,2 \text{ mm}^2$, pois a concentração de tensões ocorre nas extremidades da sobreposição. A introdução dos elementos coesivos nas interfaces dos dois materiais é pelas razões enunciadas no caso de sem *taper*, pois o modo de rotura é idêntico como previsto por Marques (2014). A Figura 3.5 apresenta o modelo descrito para *taper* em alumínio de 45°. As dimensões do modelo numérico para cada uma destas geometrias estão apresentadas na Tabela B.2.

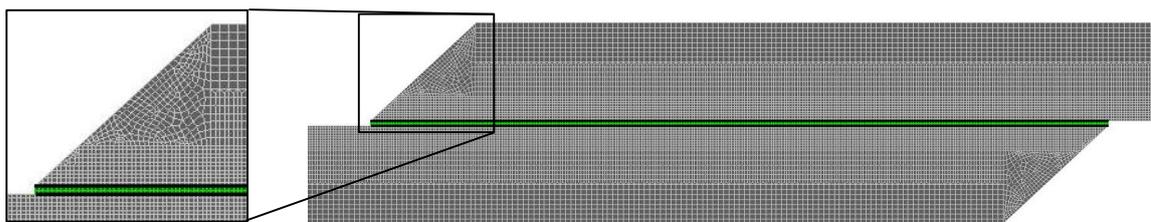


Figura 3.5 Malha utilizada em torno da ligação colada com *taper* em alumínio (45°)

Juntas de sobreposição simples com *taper* no adesivo

Em juntas coladas com *taper* no adesivo, a análise é mais complexa. Segundo Santos (2015), para esta configuração existiram 3 modos de rotura distintos. Para provetes com *taper* de 30°, a rotura ocorreu por adesão na interface lateral e progrediu pela interface de sobreposição. Para as amostras com *taper* de 45°, a rotura iniciou-se próximo da extremidade do *taper* e prolongou-se para a sobreposição entre os substratos. Por último, para os provetes de 60°, a rotura iniciou-se nas extremidades entre os substratos, propagando-

se para o interior da sobreposição. Em Marques (2014), verifica-se que na maioria dos provetes a propagação da fenda ocorre ao longo das interfaces laterais e de sobreposição (rotura adesiva). Neste trabalho apenas foram estudadas as geometrias de *taper* a 30° e 45°. A malha utilizada segundo a direção vertical, i.e. segundo a espessura do substrato, tinha uma dimensão características próxima de 0,1mm. Pois, neste caso é necessário introduzir elementos coesivos nas interfaces laterais.

De maneira a simular outros modos de rotura, foram introduzidos elementos de interface também no interior do *taper*. Por limitações numéricas foi impossível introduzir de uma só vez todos os caminhos possíveis da propagação das fendas. Segundo esta limitação, foi determinado a disposição dos elementos coesivos que prevê a forma de rotura mais crítica. A Figura 3.6 apresenta o modelo de *taper* no adesivo a 45° para ocorrência de rotura adesiva. As dimensões do modelo numérico para as geometrias com *tapers* a 30° e 45° estão expostas na Tabela B.3.

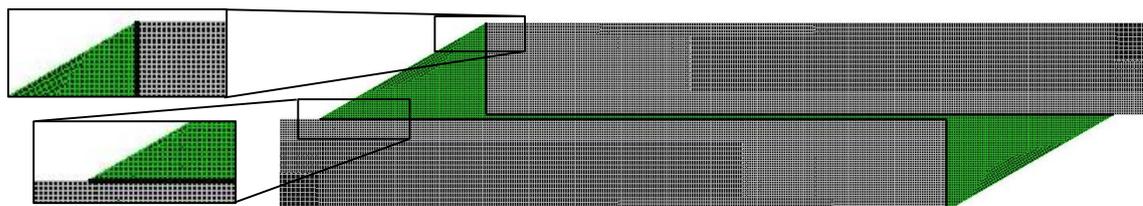


Figura 3.6 Malha utilizada em torno da ligação colada com *taper* no adesivo (30°) (rotura adesiva)

Juntas de sobreposição simples com *taper* invertido

Neste tipo de geometria, pretende-se estudar o efeito na resistência mecânica quando os provetes com determinado ângulo de *taper* são colados de forma invertida. Os elementos sólidos neste caso foram introduzidos ao longo da diagonal do *taper* invertido, de modo a garantir que as arestas dos elementos ficassem alinhadas segundo essa linha de contacto. A Figura 3.7 apresenta o modelo de *taper* invertido de 45° e as dimensões dos modelos numéricos para cada geometria estão expostas na Tabela B.4.

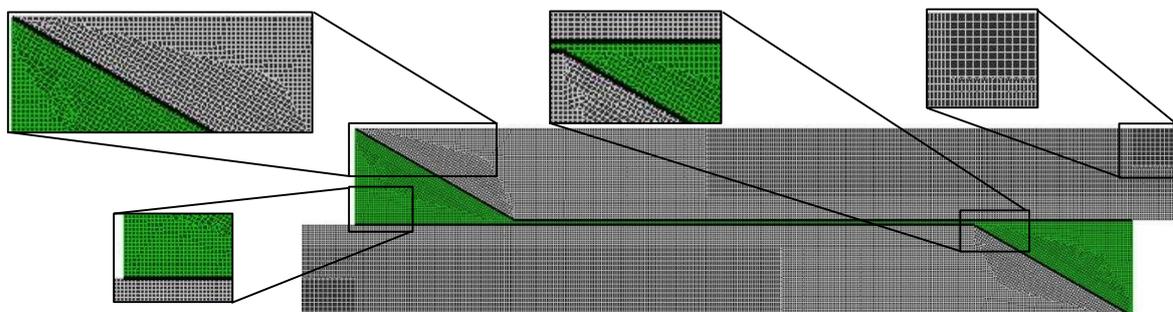


Figura 3.7 Malha utilizada em torno da ligação colada com *taper* invertido (30°)

Para os valores de θ de 30° e 60° , a rotura iniciou-se nas extremidades da sobreposição do *taper* e progrediu até ao centro da junta. No *taper* de 45° iniciou-se nas extremidades e progrediu até ocorrer rotura na interface lateral (Santos, 2015). Neste estudo apenas foram analisadas as geometrias com θ de 30° e 45° .

3.3.2. Propriedades dos materiais e critérios adotados

A caracterização das propriedades mecânicas dos dois tipos de materiais é essencial à obtenção de resultados fiáveis. De modo a simplificar a análise foi considerado um comportamento isotrópico elástico e isotrópico plástico dos dois materiais, implicando a utilização do critério de plasticidade de Von Mises. Esta simplificação pode ser considerada no Al5083-H111, porque em Amaro (2011) é apresentada boa concordância deste critério de plasticidade com resultados obtidos em ensaios de tração. Em da Silva et al. (2007) é referido que considerando o comportamento do adesivo epóxico como isotrópico a solução obtida é aceitável.

Na caracterização das interfaces coesivas foi adotado como critério de propagação, o critério da potência linear (equação (2.6)), por ser desconhecido o parâmetro η e por ser, também um critério mais conservador, como pode ser visualizado na Figura 2.4. A escolha deste critério de propagação remete-nos para a utilização do critério de iniciação quadrático de Ye (equação (2.3)).

Liga de Alumínio-Magnésio Al5083-H111

Toros e Ozturk (2010) desenvolveram um modelo constitutivo fenomenológico que apresentou boa concordância com os resultados experimentais. Este modelo constitutivo foi utilizado para aproximar o comportamento do Al5083-H111 a um comportamento multilinear em regime plástico no modelo numérico (Figura C.1) (Apêndice C). As propriedades mecânicas da liga de Al5083-H111 são apresentadas na Tabela 3.3 (Lapão, 2008; Louro et al., 2010; Amaro, 2011; Santos, 2015).

Tabela 3.3 Propriedades mecânicas da liga de alumínio 5083-H111

ν_S	0.33	ρ [Kg/m ³]	2660
E_S [GPa]	70,3 – 71	G_S [GPa]	26,43 – 26,7
σ_C [MPa]	148 – 155	τ_C [MPa]	85,45 – 89,5
σ_R [MPa]	325 – 375	τ_R [MPa]	187,6 – 216,5
ϵ_R [%]	18 – 25	γ_R [%]	20 – 30

Araldite® 420 A/B

As propriedades mecânicas da cola Araldite® 420 A/B foram definidas pela comparação entre valores fornecidos pelo fabricante Hunstman (2009) e os valores apresentados em Pinto (2007). Para colas sujeitas a um processo de cura de 4 horas, a uma temperatura de 50°C, é possível determinar a resistência ao corte pela interpolação de 3º grau no gráfico obtido por Hunstman (2009) (Figura C.2). Assim, as propriedades como o módulo de elasticidade longitudinal do adesivo, E_A , tensão de cedência, σ_C , e massa volúmica, ρ , foram obtidas a partir de Pinto (2007) para as duas primeiras propriedades e a partir de Smith (1998) para a terceira. Foi feita uma estimativa para a tensão normal na rotura, σ_R e tensão de cedência ao corte, τ_C , utilizando o critério de Von Mises. A Tabela 3.4 apresenta as propriedades estimadas para a cola Araldite 420 A/B. A curva representativa do comportamento numérico é uma curva bilinear, com a deformação na rotura, ϵ_R , do adesivo estimada em Santos, (2015) de 12,5%. Esta estimativa não irá influenciar significativamente os resultados obtidos para provetes sem *taper* e com *taper*, pois a rotura ocorre ao longo da interface sem que ocorra deformação excessiva.

Tabela 3.4 Propriedades mecânicas da Araldite® 420 A/B estimadas

ν_A	0,33	ρ [Kg/m ³]	1200
E_A [MPa]	1850±103	G_A [MPa]	695,49±38,72
σ_C [MPa]	17±2	τ_C [MPa]	9,82±1,15
σ_R [MPa]	65,14	τ_R [MPa]	37,61
ϵ_R [%]	12,5	γ_R [%]	-

Interfaces de ligação

As interfaces de ligação foram modeladas com elementos coesivos de espessura nula, a sua caracterização deve ser tal que as propriedades consigam representar a ligação o

mais próximo da realidade. Segundo, Kafkalidis e Thouless (2002), estas propriedades são dependentes da geometria, da deformação plástica dos substratos e no caso de G_c dos materiais que o constituem (da Silva et al., 2007). Esta situação remete-nos para um estudo da influência dos parâmetros coesivos nos resultados obtidos. Em relação aos parâmetros $G_{c,I}$ e $G_{c,II}$, estes foram definidos tendo em conta os valores apresentados em Campilho e Moura (2008), os quais foram obtidos em ensaios DCB e *End-Notched Flexure* (ENF), mas foram mantidos constantes em todas as geometrias, por ser desconhecido a sua variação com os outros fatores da junta. Os valores de $t_{0,I}$ e $t_{0,II}$ foram ajustados de forma a garantir que os valores numéricos da $F_{máx}$ ficassem próximos dos valores experimentais. O parâmetro K foi de 10^6 N/mm³, por ser o valor que permite melhor convergência da solução (Gonçalves, 2000).

3.3.3. Análise de tensões, deformações e sensibilidade dos parâmetros coesivos

O conhecimento da distribuição das tensões ao longo da estrutura é bastante importante uma vez que permite obter previsões sobre a iniciação e o colapso da estrutura. Posto isto, foi realizado uma análise de tensões de corte e de arrancamento, por serem as principais tensões que originam a rotura em ligações coladas com sobreposição simples.

Para validar o modelo da junta sem *taper*, foi feita uma análise inicial de comparação do modelo numérico, obtido pelo MEF, com o modelo analítico de Goland e Reissner. Segundo da Silva et al. (2007) os resultados obtidos pelo MEF quando não existe *taper* são próximos dos modelos analíticos. A análise das tensões foi realizada ao longo de L no centro do adesivo e nas interfaces de contacto entre o adesivo e o substrato.

De forma a complementar esta análise tensorial, foi também estudada a deformação global da estrutura segundo a direção longitudinal da mesma, pois permite-nos conhecer os deslocamentos que estas podem sofrer.

Por último, foi estudada a sensibilidade da carga de rotura em relação aos parâmetros coesivos. Estes parâmetros têm a sua importância na ocorrência da carga máxima e no ponto de rotura total (separação total da ligação colada).

4. ANÁLISE E DISCUSSÃO DE RESULTADOS

Neste último capítulo é apresentado os resultados obtidos, a sua análise e discussão desde a validação do modelo numérico inicial, até ao modelo numérico de Juntas coladas de sobreposição simples de Alumínio Al5083-H111 com Araldite® 420 A/B com e sem *taper*. A distribuição de tensões também é apresentada e comparada entre as geometrias em estudo.

4.1. Validação do Modelo Numérico

Como referido na 1ª etapa, uma validação do modelo numérico foi realizada pela variação do L de 10mm para 20mm e por comparação dos erros obtidos em relação aos resultados numéricos e experimentais obtidos por Campilho et al. (2013).

Na Figura 4.1 são apresentados os deslocamentos máximos e as forças máximas para o estado plano de deformação e plano de tensão com comprimentos de sobreposição, L , de 10 e 20mm, verificando-se que para L de 10mm, a rigidez da estrutura é praticamente semelhante à curva numérica obtida por Campilho et al. (2013). Após se atingir a carga máxima, a força diminui até ao deslocamento de rotura. Verificou-se que neste regime a curva é dependente dos parâmetros coesivos utilizados, ou seja, da energia necessária para toda a ligação colapsar. Quando comparado com a curva experimental, o declive da reta numérica afasta-se devido à existência de algum escorregamento nos ensaios experimentais (Campilho et al. 2013). Nesta figura é ainda possível verificar que quando o L é alterado de 10 para 20mm, a rigidez da estrutura, a força e o deslocamento máximo aumentam, como seria expectável.

A comparação dos resultados para os estados plano de tensão e deformação permite concluir que, no estado plano de tensão, existe alteração de rigidez da estrutura e, conseqüentemente, da força e do deslocamento máximo. Esta alteração está associada ao facto de estes elementos considerarem uma componente de deformação na direção perpendicular ao plano médio, enquanto a formulação de estado plano de deformação considera essa componente nula. Apesar das alterações de comportamento, verificou-se que não existiram diferenças significativas no valor da carga máxima (Figura 4.1 e Tabela 4.1).

Os valores da força máxima para um L de 10 e 20 mm, para as formulações de estado plano de deformação e tensão, são apresentados na Tabela 4.1. Nesta tabela é apresentado o desvio associado a cada um dos valores de força máxima e um desvio negativo indica que a força obtida é inferior à força em Campilho et al. (2013).

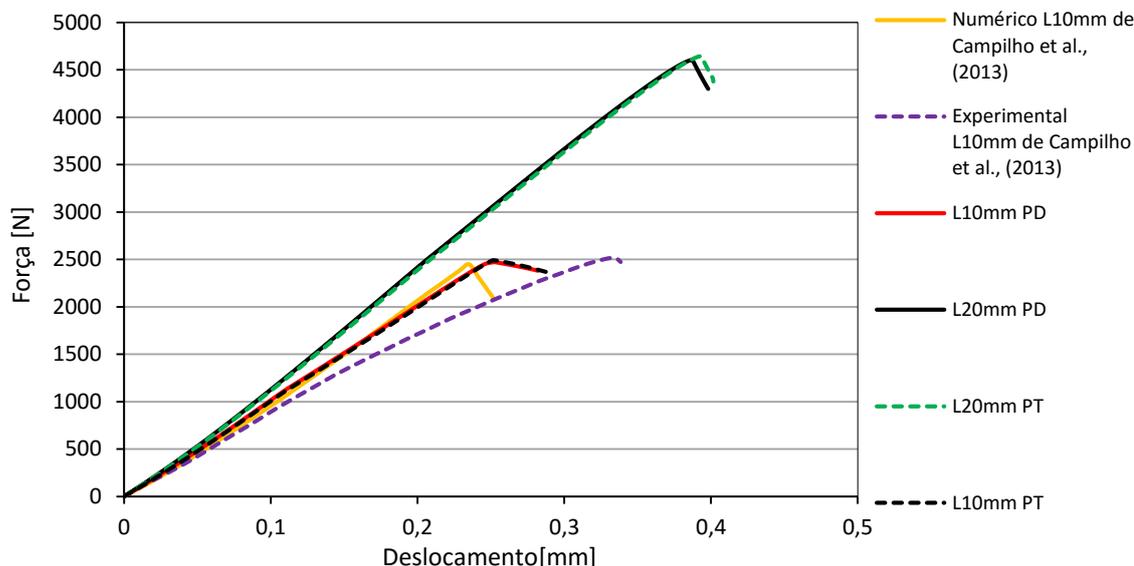


Figura 4.1 Comparação da resistência mecânica de juntas coladas com L de 10 e 20mm

Importa salientar que os valores obtidos, para um L de 10mm, situam-se muito próximos dos obtidos por Campilho et al. (2013). Contudo, para um L superior, este desvio tende a aumentar, tal como verificado por Campilho et al. (2013). Ainda assim, os desvios obtidos são inferiores a 10%.

Tabela 4.1 Forças máximas obtidas em cada formulação e seu respetivo desvio em relação aos resultados experimentais e numéricos de Campilho et al. (2013)

L [mm]	Estado Plano	$F_{m\acute{a}x}$ [N]	Desvio Num. [%]	Desvio Exper. [%]
10	Deformação	2471.8	-0.83	+0.70
	Tensão	2491.9	-1.52	-0.02
20	Deformação	4602.1	-3.26	-2.18
	Tensão	4643	-2.40	-1.31

4.2. Análise da Resistência Mecânica

Após a validação do modelo numérico e uma vez definidas as propriedades dos materiais (Tabela 3.3 e Tabela 3.4), foram traçadas as curvas numéricas de resistência

mecânica de cada uma das configurações e foram comparadas com os resultados experimentais de Marques (2014) e Santos (2015).

De uma forma geral, as curvas numéricas apresentaram uma rigidez superior à rigidez obtida dos ensaios experimentais. Contudo, foram feitos estudos paramétricos e concluiu-se que a alteração de rigidez dos ensaios numéricos é maioritariamente dependente da rigidez do substrato. Esta conclusão conduziu à especulação de que nos ensaios experimentais poderá ter ocorrido um deslocamento adicional nas amarras utilizadas nos ensaios de tração. Esta hipótese pode ser validada através da comparação do comportamento dos resultados numéricos relativamente aos resultados experimentais obtidos por Marques (2014) e Santos (2015) e os obtidos por Campilho et al. (2013). De facto, apesar da rigidez do substrato ser diferente nos estudos experimentais mencionados, não é aceitável que os resultados numéricos tenham um comportamento díspar dos resultados experimentais obtidos por Marques (2014) e Santos (2015).

Esta dificuldade foi ultrapassada com a alteração das condições de fronteira rígidas (Figura 3.3). Assim, de forma a perceber qual é a influência da rigidez das amarras nos resultados numéricos, utilizaram-se elementos mola de comportamento linear para simular a ligação dos provetes à máquina de tração. Os elementos de mola introduzem um grau de liberdade adicional e permitem simular a existência de algum deslizamento nas extremidades dos provetes. Esta introdução foi realizada para validar o modelo numérico em termos de força máxima. Após essa validação, as condições de fronteira foram alteradas para as condições iniciais (Figura 3.3) e os resultados foram comparados.

Atendendo a que a geração de elementos coesivos não podia incluir interseções de percurso de fratura alternativos, foi necessário considerar uma análise passo-a-passo, ou seja, foi necessário avaliar separadamente a carga de rotura e a sua respetiva propagação em percurso alternativos. Posteriormente, foi necessário comparar os resultados de caminhos alternativos e, de uma forma geral, chegou-se à conclusão que o dano ocorria sempre pelas interfaces de contacto. Desse modo os provetes que conduziram a forças de rotura adesiva foram os adotados para fazer a comparação dos resultados numérico-experimentais. Este facto está diretamente relacionado com os tipos de roturas que foram observadas em todas as simulações, sendo estes, roturas adesivas. No entanto, no caso dos provetes sem *taper*, foi considerado o valor de resistência referentes à rotura mista devido ao facto de todos os provetes em Santos (2015) terem sofrido esse tipo de rotura.

Nas geometrias onde ocorreu rotura adesiva, foi necessário determinar as tensões limite interfaciais. Assim, numa análise inicial, os parâmetros $G_{c,I}$ e $G_{c,II}$ foram mantidos constantes para simplificar as variáveis do problema. A relação entre $t_{0,I}$ e $t_{0,II}$ foi determinada pelo critério de Von Mises, por se tratar de interfaces isotrópicas (Gonçalves, 2000). Os parâmetros $G_{c,I}$ e $G_{c,II}$ foram estimados por Campilho e Moura (2008) para o mesmo adesivo, como já referido. A determinação dos parâmetros coesivos que caracterizam a geometria da junta foi determinada pela comparação da força máxima numérica com a força máxima experimental. As propriedades para cada uma das geometrias são apresentadas na Tabela D.1 (Apêndice D).

De seguida são apresentadas as curvas de comportamento de cada tipo de junta utilizando as designações ST, TAL, TAD e TINV as quais significam sem *taper* (ST), *taper* em alumínio (TAL), *taper* no adesivo (TAD) e *taper* invertido (TINV). As notações TAL, TAD e TINV são acompanhadas valor do ângulo de *taper* e das siglas PD, PT, e PDM que significam estado plano de deformação, estado plano de tensão e estado plano de deformação considerando elementos de mola na zona onde estão definidas as condições de fronteira.

4.2.1. Juntas de sobreposição simples sem *taper*

A Figura 4.2 apresenta a resistência mecânica associada às juntas de sobreposição simples sem *taper*. Neste tipo de juntas a rotura foi mista, com uma percentagem de coesão relativamente elevada (Santos, 2007). As propriedades das tensões limite interfaciais foram igualadas às tensões de rotura do adesivo (Tabela D.1) e no modelo PDM foram utilizados elementos de mola com rigidez de 13 N/mm por mola de forma a validar os resultados experimentais. Os resultados numéricos, em termos de força máxima, obtidos pelos três modelos foram satisfatórios, como é possível verificar pela Figura 4.2.

As curvas de menor deslocamento (PD e PT) representam a resistência da junta sem deslizamento nas amarras. Verifica-se que a carga máxima atingida para os três modelos é praticamente a mesma. Os resultados apresentados permitem concluir que apesar de ter podido existir deslizamento nas amarras do provete, este não afeta a carga máxima.

Da comparação dos resultados para as duas formações PT e PD, para estruturas de b superiores à espessura total da ligação ($2t_S + t_A$) é possível verificar que ambas as formulações preveem a força máxima com precisão, mas a formulação PT parece tornar o elemento menos rígido e o deslocamento final foi superior. A Tabela E.1 (Apêndice E)

apresenta a variação das forças numéricas máximas em relação aos dados experimentais, verificando-se que existiu elevada concordância entre os dois métodos. O maior valor de força máxima ocorreu para a formulação PD (9828,55N) com um desvio de -1.61%. O sinal negativo indica que o valor numérico é inferior ao valor experimental (9989,67 N) (Santos, 2015).

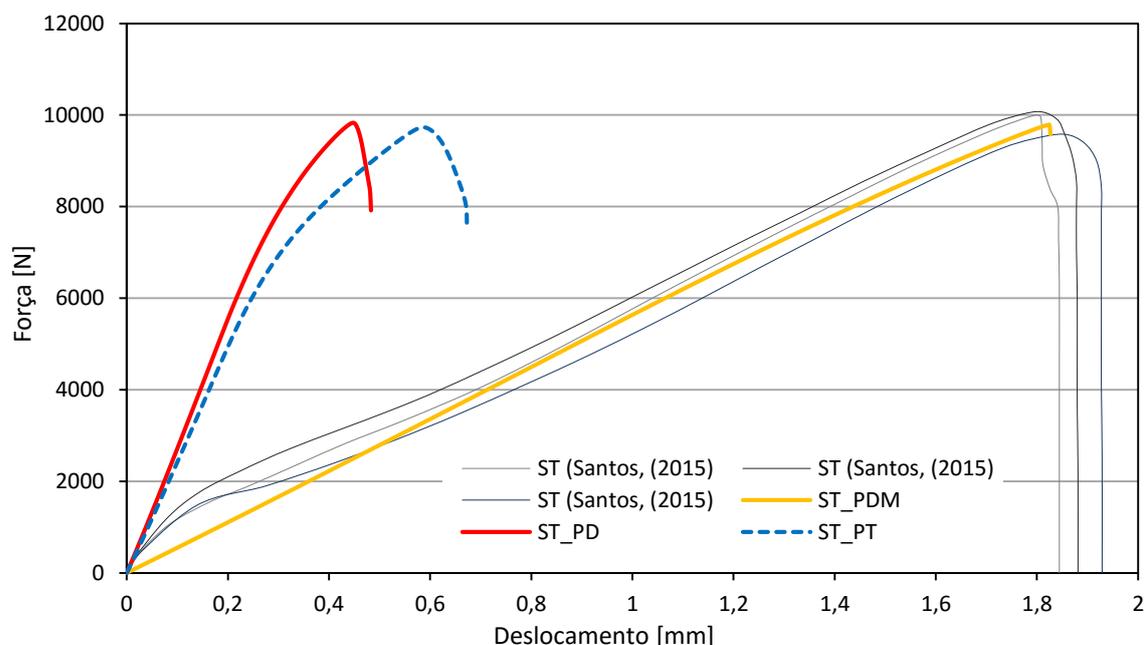


Figura 4.2 Resistência mecânica de juntas sem *taper*. Comparação numérica e experimental

4.2.2. Juntas de sobreposição simples com *taper* no alumínio

A Figura 4.3 apresenta a resistência mecânica associada às juntas de sobreposição simples com *taper* em alumínio para os casos de 30°, 45° e 60°.

As curvas experimentais representam a resistência da junta para uma rotura adesiva (Marques, 2014). Nos modelos TAL30, TAL45 e TAL60 foram utilizadas molas com rigidez de 11,5, 12,5 e 12,3 N/mm, respetivamente. Os resultados obtidos foram satisfatórios na determinação da carga máxima.

Na Figura 4.3A é apresentado a ampliação das curvas obtidas para as duas formulações PT e PD. Nesta figura verifica-se um aumento da carga máxima e do deslocamento com a diminuição do ângulo de *taper* (aumento da base do *taper*). No caso da formulação PT verificou-se, novamente, um comportamento menos rígido da estrutura conduzindo a uma resistência ligeiramente inferior. Os desvios numéricos são apresentados na Tabela E.2 com uma carga máxima de 10931,98 N e um desvio máximo de 3,22% ocorreu para o provete TAL30_PD. Mais uma vez, verifica-se que os valores de carga

máxima nas formulações PD e PT, quando comparados com a formulação PDM, não alteraram significativamente (Tabela E.2).

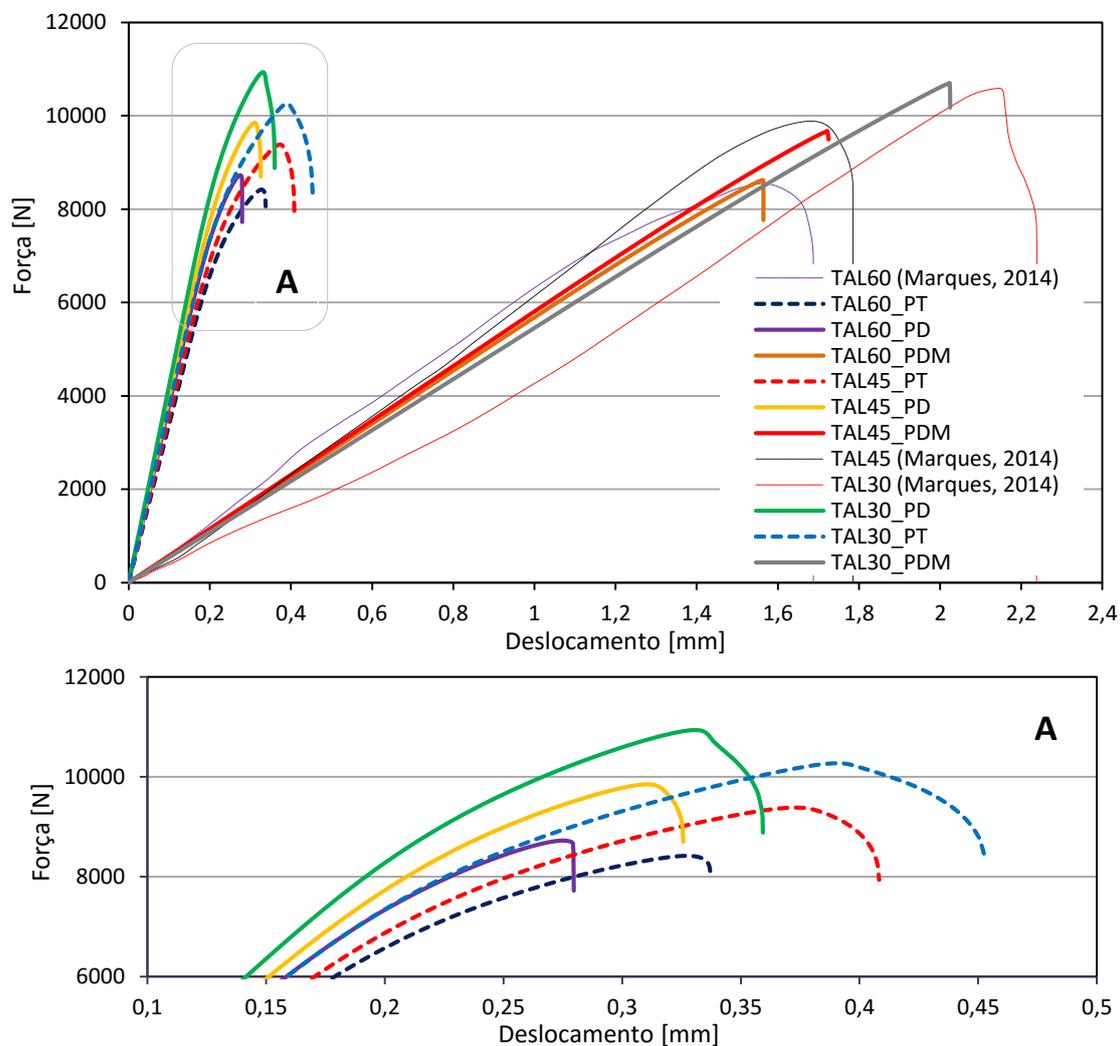


Figura 4.3 Resistência mecânica de Juntas de *taper* em alumínio. Comparação numérica e experimental. **A** - Ampliação na zona de ocorrência da força máxima das curvas numéricas encastradas

4.2.3. Juntas de sobreposição simples com *taper* no adesivo

A Figura 4.4 apresenta a resistência mecânica associada às juntas de sobreposição simples com *taper* no adesivo para os casos de 30°, 45°.

As curvas experimentais representam a resistência da junta para uma rotura adesiva (Santos, 2015). Nos modelos TAD30 e TAD45 foram utilizados molas com rigidez de 12,5 e 13 N/mm, respetivamente. Os resultados foram satisfatórios na determinação da carga máxima.

Na Figura 4.4A é apresentado a ampliação das curvas obtidas para as formulações PT e PD, verificando-se um aumento da carga máxima e do seu deslocamento com a diminuição do ângulo de *taper*. No caso dos resultados baseados na formulação PT, a estrutura apresentou um comportamento menos rígido. Contudo, as duas formulações conduziram a uma força máxima semelhante em ambos os casos (TAD30 e TAD45). Os desvios numéricos são apresentados na Tabela E.3, a carga máxima foi de 7478,90 N e o desvio foi de 1,12% e ocorreram para os provetes TAL30_PT.

Os valores de carga máxima obtidos para as duas formulações PD e PT, quando comparados com a formulação PDM não alteraram significativamente, confirmando assim a afirmação anterior para as juntas ST e TAL.

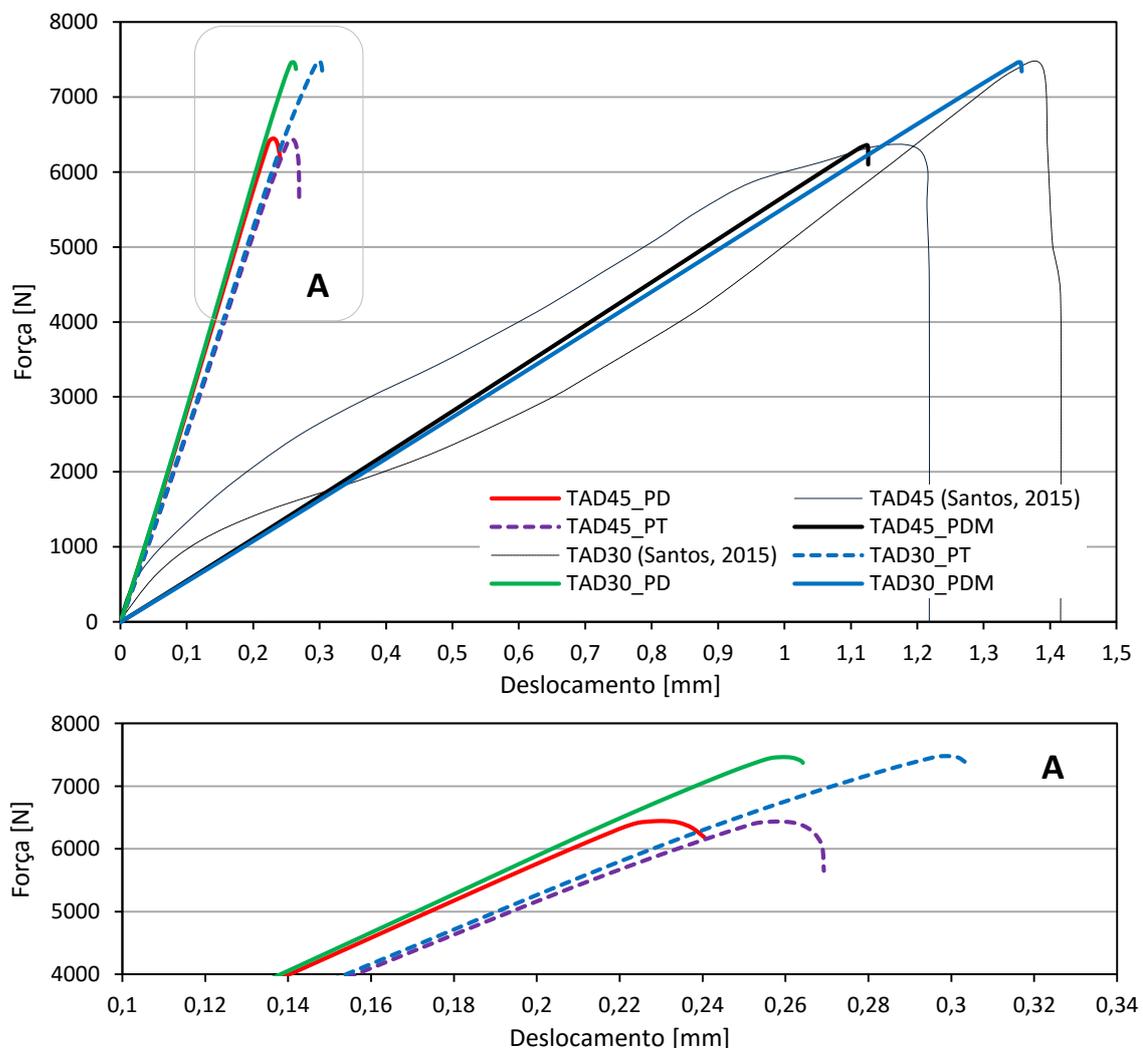


Figura 4.4 Resistência mecânica de Juntas de *taper* no adesivo. Comparação numérica e experimental. **A** - Ampliação na zona de ocorrência da força máxima das curvas numéricas encastradas

4.2.1. Juntas de sobreposição simples com *taper* invertido

A Figura 4.5 apresenta a resistência mecânica associada às juntas de sobreposição simples com *taper* invertido para os casos de 30°, 45°.

As curvas experimentais representam a resistência da junta para uma rotura adesiva (Santos, 2015). Nos modelos TINV30 e TINV45 foram utilizadas molas com rigidez de 12,5 e 13 N/mm, respetivamente. Os resultados foram satisfatórios na determinação da carga máxima.

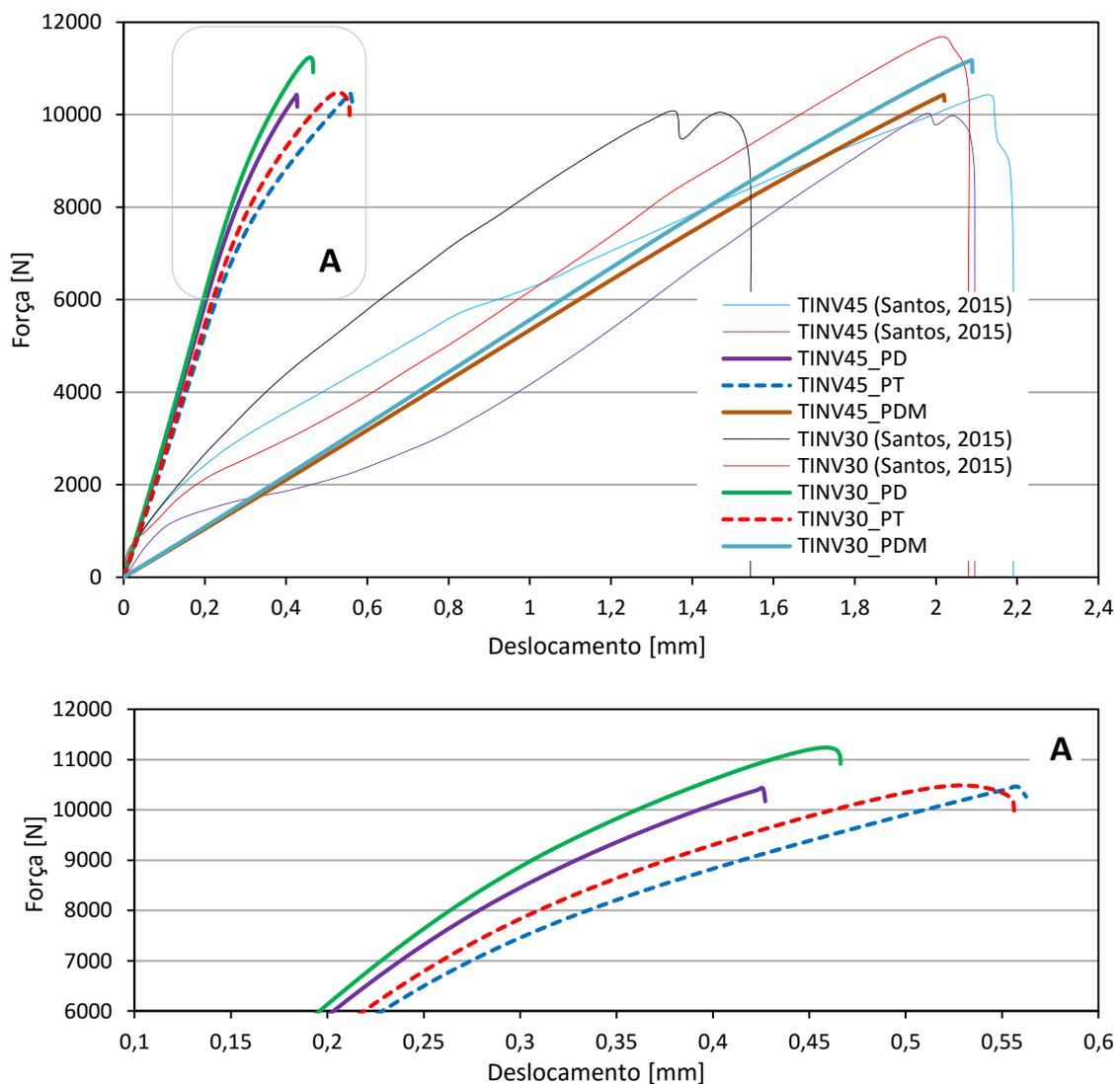


Figura 4.5 Resistência mecânica de juntas de *taper* invertido. Comparação numérica e experimental. **A** - Ampliação na zona de ocorrência da força máxima das curvas numéricas encastradas

Na Figura 4.5 A é apresentado a ampliação das curvas obtidas para as formulações PT e PD. Mais uma vez, para as formulações PD, verificou-se um aumento da carga máxima e do seu deslocamento com a diminuição do ângulo de *taper*. No caso da

formulação PT, a estrutura apresentou novamente um comportamento menos rígido, mas apresentou também alguma variação do comportamento na determinação da carga máxima. De facto, para um menor ângulo de *taper* a carga máxima para a formulação PT foi inferior à obtida com a formulação PD e para um ângulo de *taper* superior (45°), a carga máxima para a formulação PT foi superior à obtida para a formulação PD. Os desvios numéricos são apresentados na Tabela E.4, a carga máxima obtida foi de 11238,73 N, com um desvio de 5,26% e ocorreu para os provetes TAL30_PD. Ainda assim, os valores de carga máxima das formulações PD e PT quando comparados com a formulação PDM, não sofreram alterações significativas alertaram significativamente, verificando-se mais uma vez a mesma conclusão que no provetes ST, TAL e TAD.

Tendo em conta os resultados obtidos nos subcapítulos anteriores, conclui-se que variando apenas o valor das tensões limites interfaciais e mantendo os valores das taxas de libertação de energia referente ao adesivo, conseguiu-se obter valores satisfatórios quando comparados com os experimentais.

Verificou-se ainda que a formulação das juntas em estado plano de deformação (PD) proporcionou coerência entre todos os modelos numéricos analisados, mesmo no modelo numérico para a validação, ao contrário do estado plano de tensão. Posto isto, as seguintes análises foram apenas realizadas para modelos em estado plano de deformação.

De forma a comparar todas as geometrias estudadas, e por estas possuírem geometrias distintas, foi determinado a força específica. Este conceito é utilizado como base de comparação ponderal entre materiais (Smith, 1998) de forma a perceber qual a melhor relação entre resistência e peso. As unidades da força específica são $\text{Pa}/(\text{kg}/\text{m}^3)$ que é equivalente a $(\text{Nm})/\text{kg}$ como apresentado na Tabela 4.2. Para a sua determinação, foi calculado o volume total de alumínio e de Araldite® 420 A/B para provetes com *taper* e sem *taper*. De modo a simplificar este cálculo foi desprezado as variações de elásticas do volume. A partir do conhecimento da massa volúmica, ρ , destes materiais (Tabela 3.3 e Tabela 3.4) a massa total é calculada pelo somatório das massas dos dois materiais. A força específica é, por fim, calculada como sendo a razão entre o produto da $F_{m\acute{a}x}$ pelo comprimento L_T e a massa total da junta, m_T , $(F_{m\acute{a}x}L_T/m_T)$. Verificando-se que os provetes TINV30 são os mais vantajosos, seguido dos provetes de TAL30. Estes resultados vêm validar as afirmações de Hildebrand em 1992, Lang e Mallick em 1998 quando referiram que a utilização de um ângulo de *taper* de 30° alcançava uma maior resistência (Santos, 2015).

Tabela 4.2 Força específica das juntas coladas

Geometria	θ [°]	L_T [mm]	Volume total [mm ³]	Massa total [kg]	Força máxima [N]	Força específica [Nm/kg]
Sem <i>Taper</i>	90	190	21000,00	5,59E-02	9828,55	33430,44
<i>Taper</i> Alumínio	30	147	17462,10	4,63E-02	10931,98	34672,46
	45	147	17140,00	4,55E-02	9850,45	31800,77
	60	147	16954,03	4,51E-02	8724,70	28460,20
<i>Taper</i> Adesivo	30	190	21763,83	5,68E-02	7464,45	24979,40
	45	190	21441,00	5,64E-02	6446,30	21720,42
<i>Taper</i> Invertido	30	190	22454,92	5,86E-02	11238,73	36428,72
	45	190	21840,00	5,75E-02	10427,85	34486,03

4.3. Modos de Rotura

Dos resultados obtidos anteriormente foi realizado uma análise aos modos de falha de cada uma das geometrias, verificando-se que todas obtiveram uma rotura tipicamente adesiva, mesmo no caso de provetes sem *taper*. A iniciação do dano é definida pelo parâmetro de dano, d , quando este é superior a 0. A partir deste parâmetro é possível avaliar as zonas onde ocorrerá iniciação da fenda e a sua propagação. Para os provetes ST, TAL30, TAL45 e TAL60, a rotura iniciou-se pelas extremidades da sobreposição e propagou-se para o seu interior (Figura F.1) (Apêndice F). O início do dano na extremidade da sobreposição foi devido à presença de concentração de tensões, como será possível visualizar na secção seguinte. Para os provetes TAD30 o início do dano ocorreu nas extremidades de sobreposição entre substratos propagando-se pela sobreposição e pela interface lateral. Nas juntas TAD45 o início e a propagação do dano foi semelhante, mas no momento em que existe essa propagação começa a existir alguma propagação do dano nas interfaces de contacto do *taper* com o substrato (Figura 4.6). Por fim, para provetes TINV30 e TINV45 o dano iniciou-se nas extremidades da sobreposição e após essa ocorrência iniciou-se nas extremidades entre substratos progredindo para o seu interior (Figura F.2).

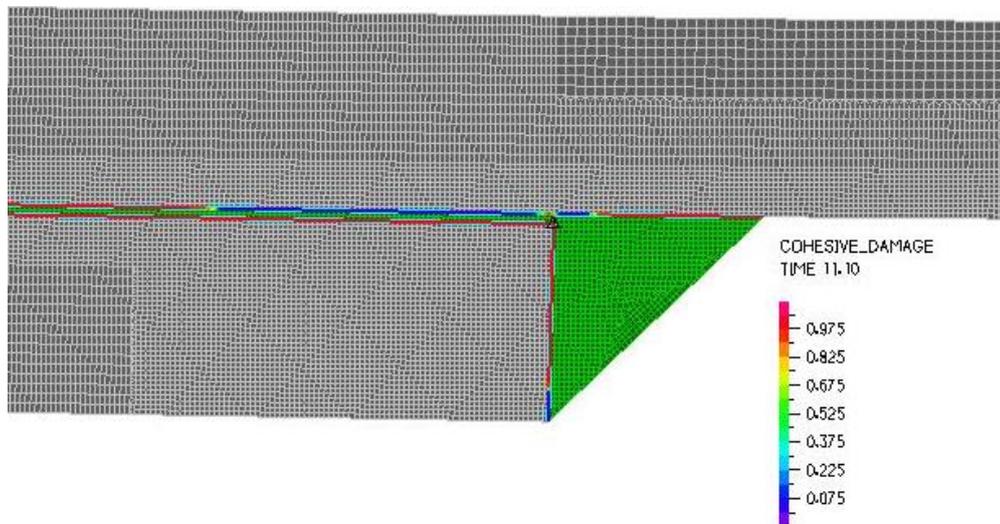


Figura 4.6 Distribuição do dano nas interfaces coesivas em juntas com *taper* no adesivo de 45°

4.4. Análise de Deformações e Tensões

De forma a compreender mais detalhadamente o comportamento das ligações coladas, foi realizada uma análise das deformações globais longitudinais, de tensões de corte e arrancamento às geometrias estudadas.

4.4.1. Deformações globais

Relativamente à determinação das deformações globais longitudinais provocadas pelo deslocamento imposto, verificou-se que o maior valor de deformação ocorreu nos provetes sem *taper*, possivelmente devido à existência de uma rotura mista. Nos provetes que sofreram roturas adesivas, o maior valor de deformação ocorreu nos provetes com *taper* invertido de 30°. As deformações globais correspondentes a cada uma das geometrias são apresentadas na Tabela 4.3. O deslocamento máximo obtido poderá variar ligeiramente, pois em algumas simulações não foi possível obter a curva referente à perda de resistência total da junta (queda bruta). No entanto, para efeitos de comparação qualitativa é possível realizar esta simplificação.

Tabela 4.3 Deformações globais para cada tipo de junta colada

	Sem <i>Taper</i>	<i>Taper</i> no Alumínio			<i>Taper</i> no Adesivo		<i>Taper</i> Invertido	
θ [°]	90	30	45	60	30	45	30	45
L_T [mm]	190	147	147	147	190	190	190	190
u [mm]	0,483	0,359	0,326	0,280	0,264	0,240	0,466	0,427
ε [%]	0,254	0,244	0,221	0,190	0,139	0,126	0,245	0,225

4.4.2. Tensões de corte e arrancamento

Como ponto de partida, as juntas coladas sem *taper* foram avaliadas tendo em conta o modelo analítico de Goland e Reissner. De modo a garantir uma maior aproximação ao modelo analítico, as componentes de tensão foram avaliadas para carregamentos pequenos, pois os materiais encontram-se em regime elástico e a não linearidade geométrica é reduzida (Gonçalves, 2000).

A tensão no interior do adesivo foi comparada com o modelo analítico e verificou-se um perfil idêntico, exceto nas extremidades da sobreposição. Essa diferença deve-se ao facto da tensão de corte analítica não considerar a variação ao longo da espessura do adesivo. Assim, foi necessário avaliar também as extremidades na zona da interface de contacto entre o adesivo e o substrato. Verificou-se que numa das extremidades ($y/L=1$) as tensões são praticamente coincidentes ao modelo analítico. Tendo em conta que o modelo numérico considera a espessura do adesivo, ao analisar-se a outra sobreposição, para $y/L=0$, também se irá verificar níveis de tensão coincidentes.

Outro fator, que pode explicar os níveis de tensão superiores no modelo analítico, está associado à simplificação de considerar que o substrato é praticamente rígido. Contudo, no nosso caso as duas condições das equações (2.11) e (2.12) não são cumpridas, ou seja, a deformação total da estrutura é toda suportada pelo adesivo, logo as tensões tendem a aumentar. Por outro lado, se as duas condições são cumpridas, o trabalho realizado pelas tensões de corte e de arrancamento no substrato é desprezado, ou seja considera que os substratos são indeformáveis, quando comparado com as tensões aplicadas no adesivo. Assim, é de esperar que as tensões no adesivo sejam superiores às obtidas numericamente. A validação do perfil de tensões pode ser visualizada na Figura G.1 (Apêndice G), onde as tensões analíticas de corte foram obtidas pela equação (2.9) e as de arrancamento pela equação (2.10) A Figura 4.7 apresenta o referencial adotado para representar a distribuição de tensões em qualquer tipo de junta. A coordenada y foi adimensionalizada pelo comprimento de referência L e a z por t_s .

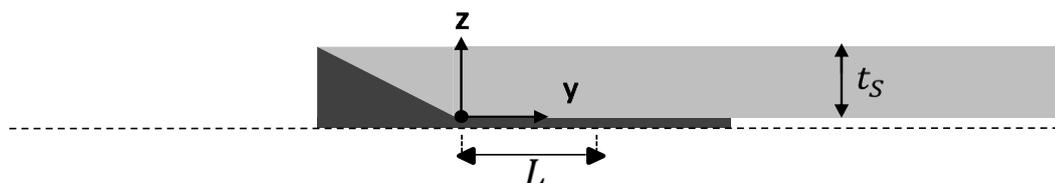


Figura 4.7 Representação do referencial utilizado para a representação da distribuição de tensões em qualquer geometria de *taper* e sem *taper*

Comparação entre juntas coladas sem *taper* e com *taper*

Com o modelo numérico de provetes sem *taper* validado em termos de tensão, foi realizado uma comparação entre este modelo e os modelos com *taper*. Para que esta comparação fosse possível, a coordenada y foi adimensionalizada pelo comprimento L e as tensões foram adimensionalizadas pela tensão média, $\tau_{méd}$, no interior do adesivo da geometria sem *taper*. Os valores de $y/L = 0$ e $y/L = 1$ correspondem às extremidades da ligação sem *taper*. Os valores de relação y/L que estão fora do intervalo $[0, 1]$ correspondem a comprimentos de sobreposição superiores, devido à existência do *taper*.

A Figura 4.8 apresenta a comparação das tensões de corte e de arrancamento adimensionalizadas por $\tau_{méd}$, entre provetes sem *taper* (ST) e com *taper* no adesivo (TAD). Verifica-se uma distribuição de tensões mais uniforme com uma redução dos seus máximos para as tensões de arrancamento. As tensões de corte máximas no caso do TAD são inferiores, mas ocorrem muito próximos de $y/L = 0$. Para $y/L = 1$ a existência do *taper* conseguiu reduzir a concentração de tensões. Em relação a TAD30 e TAD45 verifica-se que o TAD30 é a melhor solução a adotar, porque nas extremidades da sobreposição do *taper* ($y/L < 0$ e $y/L > 1$) um *taper* de 30° conseguiu impedir existência de algum pico de tensão. De um modo geral, como os dois tipos de tensão são superiores em $y=0$ é de esperar que o dano se inicie nessa extremidade, tal como foi verificado.

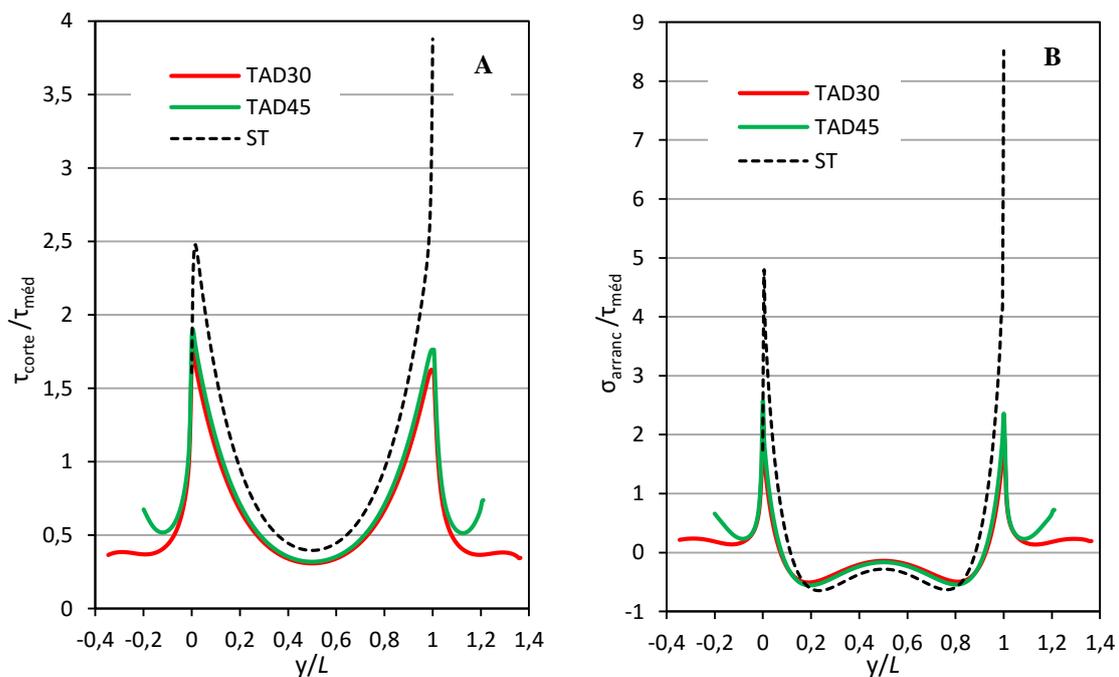


Figura 4.8 Comparação de juntas coladas com *taper* no adesivo e sem *taper*. **A.** Tensões de corte. **B.** Tensões de arrancamento

Na Figura 4.9 apresenta a comparação de tensões entre provetes ST e com *taper* invertido (TINV). As tensões de corte aparentam uma ligeira diminuição para $y/L=1$, comparativamente às tensões verificadas nos provetes com *taper* no adesivo (TAD, Figura 4.8). Contudo, para $y/L < 0$ e $y/L > 1$ existe um ligeiro aumento dos níveis de tensão até à extremidade devido à variação brusca da geometria (90°), mantendo-se praticamente semelhante para TINV30 e TINV45. Nas tensões de arrancamento, em $y/L = 0$ e $y/L = 1$ os valores máximos diminuem, comparativamente ao caso ST, mas essa diminuição difere. Para TINV45 em $y/L = 0$ e $y/L = 1$ existem tensões normais positivas (tração) enquanto em TINV30 essas tensões são negativas (compressivas), o que vai conduzir a um aumento da resistência da junta colada. Essas diferenças são consequência do gradiente de tensões que é gerado entre as extremidades do *taper* e do comprimento de sobreposição. Para o provete TINV45 a concentração de tensões na extremidade do comprimento de sobreposição e na zona de $y/L=0$ deu origem a uma distribuição de tensões de arrancamento relativamente elevadas, enquanto para o TINV30 isso não se sucedeu (Figura G.3). Desta situação, conclui-se que para provetes TINV, a variação do ângulo do *taper* tem um grande impacto na distribuição das tensões. Nas extremidades da sobreposição ($y/L > 1$) o aumento dos níveis de tensão são praticamente semelhantes (Figura 4.9).

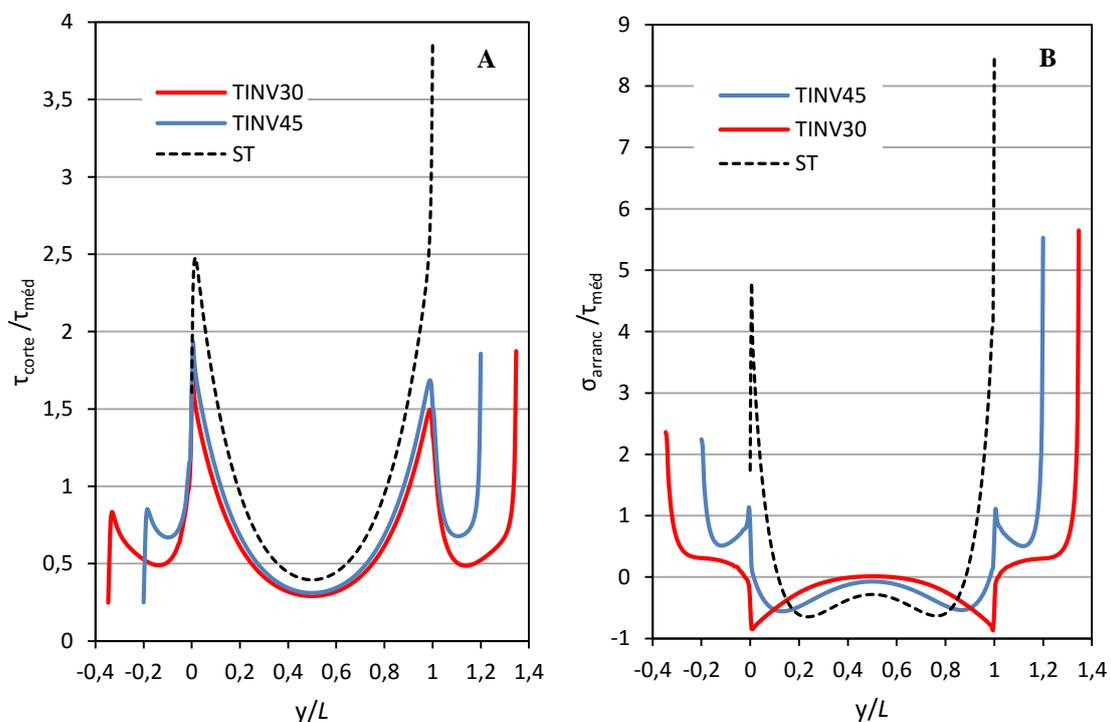


Figura 4.9 Comparação de juntas coladas com *taper* invertido e sem *taper*. **A.** Tensões de corte. **B.** Tensões de arrancamento

Relativamente aos provetes com *taper* em alumínio, foi necessário compará-lo com a $\tau_{méd}$ dos provetes ST para um comprimento do provete de 147mm. Esta alteração é necessária, porque uma diminuição do comprimento total do provete aumenta a rigidez longitudinal, e os níveis de tensão tendem a aumentar. Na Figura G.2 (Apêndice G) verifica-se que para provetes sem *taper* as tensões são superiores nas extremidades de sobreposição onde existem concentração de tensões. À medida que o ângulo de *taper* diminui e que o comprimento de sobreposição aumenta, os níveis de tensão nas extremidades ($y/L < 0$ e $y/L > 1$) tendem a diminuir. Os menores níveis de tensão de arrancamento e de corte nas extremidades ($y/L > 1$) ocorreram para provetes TAL30, correspondente a comprimentos de sobreposição maiores. É de notar que para provetes TAL, o efeito do aumento do comprimento total de sobreposição têm influência no perfil de tensões.

Posteriormente à análise de tensões na zona de sobreposição, foi avaliado a tensão de arrancamento verificada nas interfaces verticais, entre os provetes com *taper* invertido (TINV) e com *taper* no adesivo (TAD) por ser a componente mais crítica nas interfaces verticais. A Figura 4.10 apresenta o perfil das tensões de arrancamento adimensionalizado pela tensão média de arrancamento, $\sigma_{méd}$, no provete com *taper* no adesivo a 30° (TAD30). Verifica-se que para o TINV30 existe uma diminuição da concentração de tensões em $z/t_s=0$, o que não acontece para o provete TINV45, TAD30 e TAD45. Em provetes TINV45 à medida que z/t_s tende para 1, o nível de tensão diminui até um valor próximo de 0, exceto para TINV30 que verifica nas proximidades de $z/t_s=1$ tensões compressivas, o que não acontece com os provetes TAD30 e TAD45 que possuem um nível de tensão relativamente superior. Aparentemente para os ângulos de *taper* invertidos inferiores a 45° existe uma diminuição da concentração de tensões, o que não acontece para geometrias com o *taper* no adesivo. Assim, a variação do ângulo do *taper* tem uma grande influência para as geometrias TINV e essa concentração de tensões surge nas extremidades da sobreposição entre aderentes ($z/t_s=0$).

Dos resultados obtidos neste subcapítulo, conclui-se que para menores ângulos de *taper* os níveis de tensão de corte e arrancamento tendem a diminuir, como foi verificado por Lang e Mallick em 1998 relativamente às tensões de arrancamento (Santos, 2015). Conclui-se também que a geometria de *taper* invertido com um ângulo de *taper* de 30° (TINV30) originou tensões locais compressivas ao longo do comprimento de sobreposição

e da interface lateral, que tendem a impedir o crescimento da fenda, aumentando a resistência mecânica da junta colada.

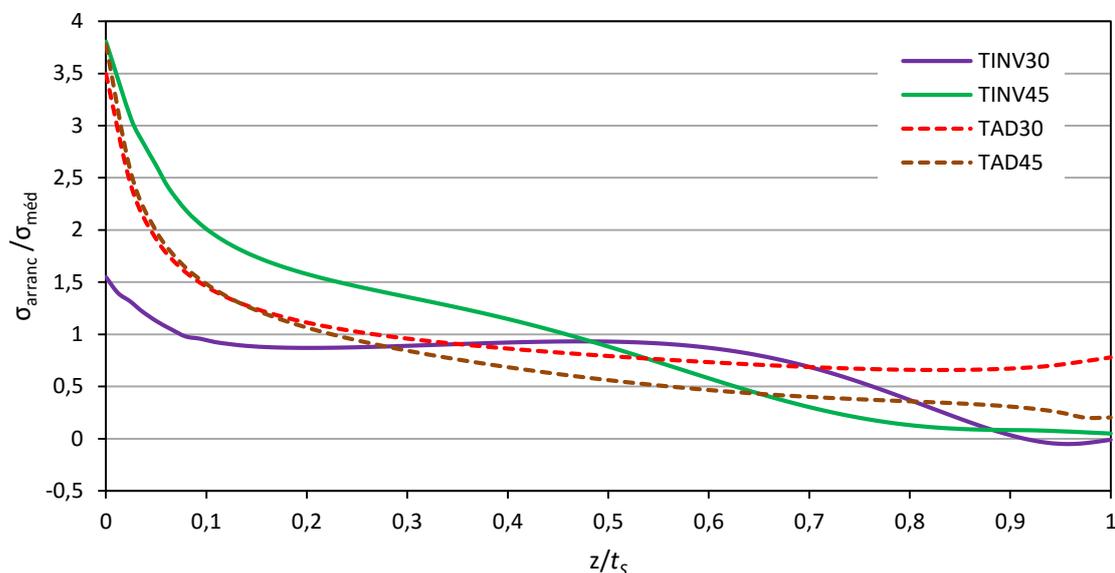


Figura 4.10 Comparação das tensões de arrancamento nas interfaces verticais das juntas coladas com *taper* invertido e *taper* no adesivo

4.5. Análise de Sensibilidade dos Parâmetros Coesivos

De modo a perceber a influência dos parâmetros coesivos foram realizadas duas análises de sensibilidade, cujo objetivo foi o de estimar erro cometido em relação à força máxima obtida nos ensaios experimentais. A primeira diz respeito à variação dos parâmetros $G_{c,I}$ e $G_{c,II}$ (Figura 4.11) e a segunda à variação de $t_{0,I}$ e $t_{0,II}$ (Figura 4.12). Em ambos os casos a variação da força foi não linear, existindo um zona praticamente estacionária onde o aumento dos parâmetros não afetou significativamente o valor da força máxima, enquanto em outros casos a elevada sensibilidade do modelo à variação dos parâmetros afeta bastante a carga máxima obtida.

Na Figura 4.11 foi mantido a relação inicial de 2 entre $G_{c,I}$ e $G_{c,II}$ e para essa relação, foram determinadas as forças máximas para cada, verificando-se que o aumento de $G_{c,I}$ e $G_{c,II}$ provocam um aumento da força máxima, o que era expectável, visto que a ligação necessita de absorver mais energia para entrar em rotura.

Na Figura 4.12 foi mantido a relação entre $t_{0,I}$ e $t_{0,II}$ que é dada pelo critério de Von Mises. Nesta situação foram apenas determinadas as percentagens negativas, pois nos estudos iniciais não existiu separação total da junta.

Considerando um intervalo de desvio numérico, em relação ao experimental, de $\pm 10\%$, pode-se concluir que os provetes TINV45, TAD45 e TAD30 são menos sensíveis às variações dos parâmetros $G_{c,I}$ e $G_{c,II}$ e os TAL30, TAL45 e ST são menos sensíveis com a variação de $t_{0,I}$ e $t_{0,II}$.

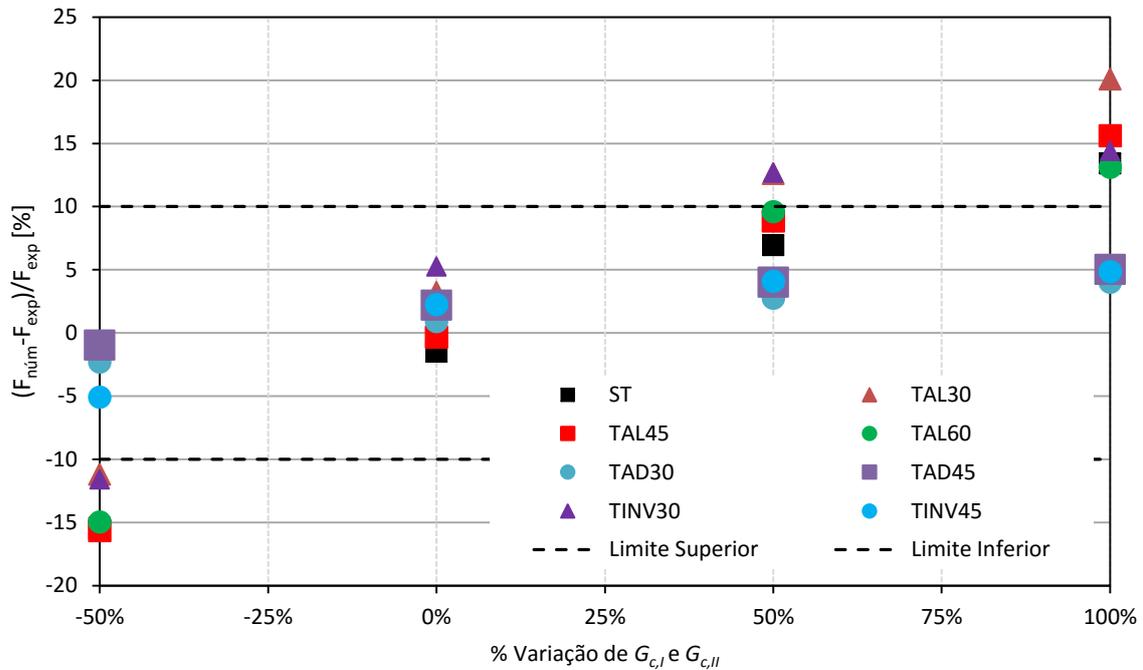


Figura 4.11 Variação da força máxima obtida numericamente com a variação de $G_{c,I}$ e $G_{c,II}$

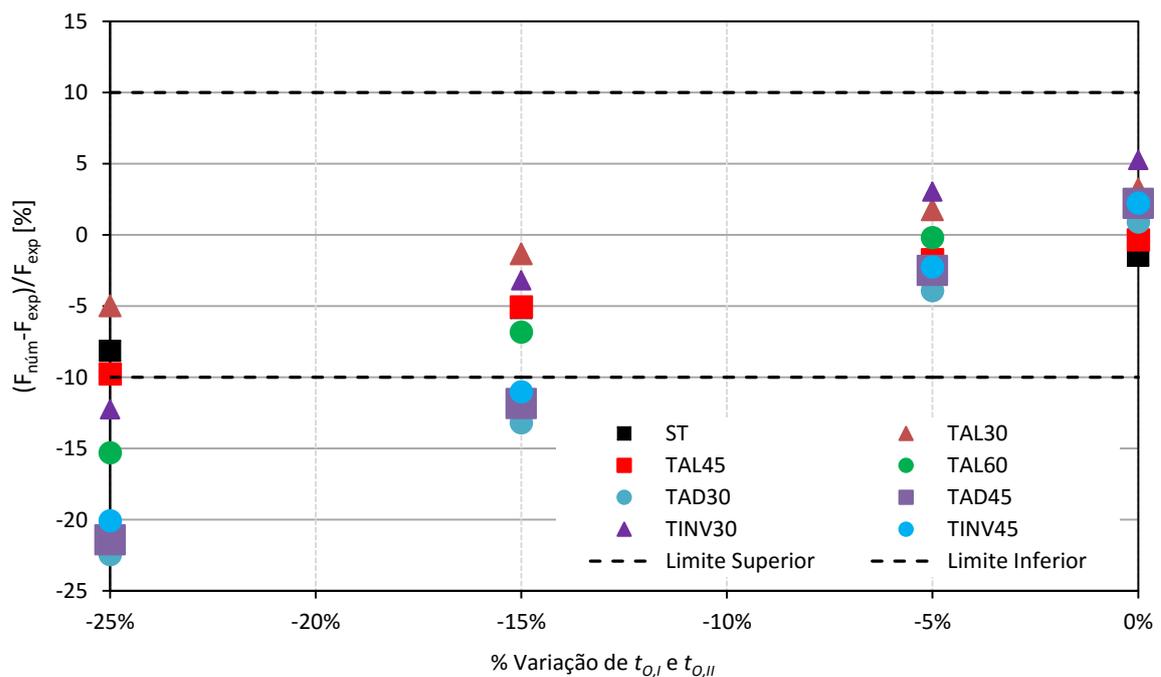


Figura 4.12 Variação da força máxima obtida numericamente com a variação de $t_{0,I}$ e $t_{0,II}$

5. CONCLUSÕES E PROPOSTAS PARA TRABALHOS FUTUROS

Neste último capítulo são apresentadas as conclusões mais importantes deste estudo, incluindo as suas principais limitações. Por fim são expostas algumas sugestões para trabalhos futuros.

O principal objetivo desta dissertação foi a avaliação da influência do ângulo *taper* nas juntas coladas de sobreposição simples com substratos de Alumínio 5083-H111 e Araldite® 420 A/B como adesivo. Desse modo foi avaliada a força mecânica específica em ensaios de tração/corte de modo a perceber qual a configuração do *taper* que conduz uma melhoria da resistência mecânica da junta. A avaliação e a validação basearam-se na comparação das forças máximas obtidas numericamente, considerando formulações em estados planos de deformação e de tensão, com os resultados experimentais. Contudo, apenas a formulação em estado plano de deformação foi coerente em todas as geometrias estudadas. Verificou-se também que o deslizamento nas amarras dos provetes não afetou significativamente a força máxima obtida.

De um modo geral, a introdução do *taper* foi benéfica para o aumento da resistência da junta em todas as configurações, sendo que as configurações que obtiveram maior resistência específica foram as da junta colada com *taper* invertido (TINV30), seguindo-se a configuração do *taper* no alumínio (TAL30) a 30° (36428,72 Nm/kg e 34672,46 Nm/kg, respetivamente). Esta melhoria é consequência da geometria da junta, que permite um aumento do comprimento total de sobreposição e um perfil de tensões mais favorável ao aumento da resistência mecânica.

Um estudo da distribuição de tensões foi realizado para os provetes sem *taper* (ST) e com *taper*, de modo a que fosse possível avaliar a influência do *taper*. Para os provetes com *taper* no alumínio (TAL) e *taper* no adesivo (TAD), verificou-se que a diminuição do ângulo do *taper* diminui a concentração de tensões nas extremidades, enquanto para provetes com *taper* invertido o efeito foi inverso. Comparando as geometrias de TAD, TINV e TAL com ST, verificou-se que nas extremidades da sobreposição entre substratos existiu uma diminuição dos níveis de tensão de corte e de arrancamento, sendo mais significativa para

as geometrias TAD e TINV. Para provetes TINV30 verificou-se a existência de um estado de tensão compressivo nessas extremidades, o que não ocorreu para TINV45. Estas tensões compressivas tendem a aumentar a resistência mecânica devido à diminuição de ocorrência da propagação. Nas interfaces laterais verificou-se uma forte influência da diminuição do ângulo de *taper* no caso das geometrias TINV, devido à grande diminuição da concentração de tensões de arrancamento relativamente a TINV45, TAD45 e TAD30.

Relativamente às deformações globais, a junta que apresentou maior deformação foi a ST (0,254 %), devido à existência de uma rotura mista, mas no caso de uma rotura adesiva, a junta TINV30 obteve a maior deformação (0,245%).

Os modos de rotura obtidos foram de rotura adesiva, com a iniciação do dano a ocorrer nas extremidades da sobreposição para ST, TAL30, TAL45 e TAL60, enquanto em TAD45 e TAD30 o dano iniciou-se nas extremidades da sobreposição entre substratos. No caso dos provetes TINV45 e TINV30 o dano iniciou-se praticamente ao mesmo tempo na extremidade de sobreposição e na extremidade da sobreposição entre substratos.

Na análise de sensibilidade verificou-se que para um desvio numérico de $\pm 10\%$, os provetes TINV45, TAD45 e TAD30 são menos sensíveis à variação dos parâmetros $G_{c,I}$ e $G_{c,II}$, e os provetes TAL30, TAL45 e ST são menos sensíveis com a variação de $t_{O,I}$ e $t_{O,II}$.

Em suma, verificou-se que a geometria de *taper* a adotar de modo a aumentar a resistência mecânica e a diminuir o peso da estrutura é a de *taper* invertido a 30°.

5.1. Propostas para Trabalhos Futuros

No seguimento deste estudo é proposto alguns trabalhos a serem realizados, tais como:

- Realização de novos ensaios experimentais, prevendo o deslocamento adicional devido ao deslizamento, com uma posterior validação em relação aos resultados numéricos obtidos neste estudo;
- Avaliação numérica da probabilidade e do modo de propagação da fenda no interior do adesivo com base nos conceitos da mecânica da fratura;
- Realização de novas simulações numéricas considerando elementos finitos sólidos 3D, para posterior comparação com os resultados obtidos neste estudo.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Alfano, G., Crisfield, M. A. (2001), “Finite Element Interface Models for the Delamination Analysis of Laminated Composites: Mechanical and Computational Issues”, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 50(7), 1701–1736, Acedido a 20 de Dezembro de 2015, <http://doi.org/10.1002/nme.93>

ASM International Handbook Committee (1992), “ASM Handbook”, 2º Volume, ASM International.

ASTM D 1002 – 01 (2001). “Standard Test Method for Apparent Shear Strength of Single-Lap-Joint Adhesively Bonded Metal Specimens by Tension Loading (Metal-to-Metal)”.

Camanho, P. P., Dávila, C. G. (2002), “Mixed-Mode Decohesion Finite Elements for the Simulation of Delamination in Composite Materials”, (June), 42.

Campilho, R. D. S. G., Banea, M. D., Neto, J. A. B. P. e da Silva, L. F. M. (2013), “Modelling Adhesive Joints with Cohesive Zone Models : Effect of the Cohesive Law Shape of The Adhesive Layer”, *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 44, 48–56, Acedido a 5 de Janeiro de 2016, <http://doi.org/10.1016/j.ijadhadh.2013.02.006>

Campilho, R. D. S. G., Moura, M. F. S. F. (2008). “Using a cohesive damage model to predict the tensile behaviour of CFRP single-strap repairs”, 45, 1497–1512, Acedido a 27 Julho de 2015, <http://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2007.10.003>

Chiaverini V. (1986), *Tecnologia Mecânica Processos de Fabricação e Tratamento*, Volume 3, 2ª Edição, McGRAW-HILL

Correia, A. C. M., “Estudo Químico e Envelhecimento Higrotérmico de um Adesivo de Epóxico. Comportamento Mecânico de Juntas Coladas”, Tese de Mestrado, Departamento de Engenharia Mecânica, Faculdade de Ciências e Tecnologias da Universidade de Coimbra, Coimbra, 1993.

da Silva, L. F. M., Campilho, R. D. S. G. (2012). *Advances in Numerical Modeling of Adhesive Joints*, Acedido a 27 de Julho de 2015, <http://doi.org/10.1007/978-3-642-23608-2>

da Silva, L. F. M., de Magalhães, A. G. e de Moura, M. F. S. M. (2007), *Juntas Adesivas Estruturais*, Publindústria, Edições Técnicas, Porto

EAA, European Aluminium Association, “Joining - Adhesive Bonding,” 2002.

Gonçalves, J. P. M. (2000). “Contribuições para a Análise Numérica e Experimental do Comportamento de Juntas de Sobreposição Simples”. Dissertação para Doutoramento

em Engenharia Mecânica, Departamento de Engenharia Mecânica e Gestão Industrial, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Porto.

Huntsman, (2009). Acedido a 25 de Julho de 2015. http://www.danlube.dk/files/araldite_420ab_eur_e.pdf

Kafkalidis, M. S. e Thouless, M. D. (2002), “The Effects of Geometry and Material Properties on the Fracture of Single Lap-Shear Joints”. *International Journal of Solids and Structures.*, 39, 4367–4383.

Lapão, P. J. T. (2008), “Solução por Fricção Linear de Ligas de Alumínio: Influência das Propriedades do Material”. Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica, Faculdade de Ciências e Tecnologias – Universidade de Coimbra.

Louro, R., Gouveia, H., Loureiro, A., Rodrigues, D. M., e Leita, C. (2010), “High speed friction stir welding of aluminium alloys”, 1–7, Acedido a 27 Dezembro de 2015, <http://doi.org/10.1179/136217110X12785889550181>

Marques, I. (2014), “Estudo da Influência do Ângulo de *Taper* em Juntas Coladas”. Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica na Especialidade de Produção e Projecto. Faculdade de Ciências e Tecnologias – Universidade de Coimbra.

Mazza, P. P. A., Martini, F., Sala, B., Magi, M., Colombini, M. P., Giachi, G., ... Ribechini, E. (2006). “A new Palaeolithic discovery: tar-hafted stone tools in a European Mid-Pleistocene bone-bearing bed. *Journal of Archaeological Science*, 33(9), 1310–1318. Acedido a 30 de Outubro de 2015, <http://doi.org/10.1016/j.jas.2006.01.006>

Pinto, A. M. G. (2007), “Ligações Adesivas entre Materiais Poliméricos com e sem Alteração Superficial dos Substratos”, Dissertação para Doutoramento em Engenharia Mecânica, Departamento de Engenharia Mecânica e Gestão Industrial, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Porto.

Santos, H. (2015), “Análise do Efeito do “*Taper*” na Resistência de Juntas Coladas”. Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica na Especialidade de Produção e Projecto. Faculdade de Ciências e Tecnologias – Universidade de Coimbra.

Smith, W. F. (1998), *Princípios de Ciência e Engenharia dos Materiais*, 3ª Edição, McGRAW-HILL de Portugal, L.^{da},

Solmaz, M. e Turgut, A., “An Experimental and Numerical Study on the Effects of Taper Angles and Overlap Length on the Failure and Stress Distribution of Adhesively-Bonded Single-Lap Joints”, *Department of Mechanical Engineering, Faculty of Engineering Firat University, Turkey*, vol. 16, N.º 1, pp. 159-170, 2011.

Toros, S., e Ozturk, F. (2010), Modeling uniaxial, temperature and strain rate dependent behavior of Al-Mg alloys, *Computational Materials Science*, 49(2), 333–339. Acedido a 9 de Novembro de 2015, <http://doi.org/10.1016/j.commatsci.2010.05.019>

Turon, A., Camanho, P. P., Costa, J., e Dávila, C. G. (2006), “A damage model for the simulation of delamination in advanced composites under variable-mode loading”,

Mechanics of Materials, 38(11), 1072–1089, Acedido a 20 de Dezembro de 2015, <http://doi.org/10.1016/j.mechmat.2005.10.003>

Wadley, L., Hodgskiss, T., Grant, M. (2009), "Implications for complex cognition from the hafting of tools with compound adhesives in the Middle Stone Age, South Africa", *Proc Natl Acad Sci U S A*, 106(24), 9590–9594. Acedido a 7 de Novembro de 2015, em <http://www.ncbi.nlm.nih.gov/pubmed/19433786>.

Wang R X, Cui J, Sinclair A N e Spelt J K (2003). "J Adhesion", Em: da Silva, L. F. M.; de Magalhães, A. G. e de Moura, M. F. S. M. (eds.), *Juntas Adesivas Estruturais*, Publindústria, Edições Técnicas, Porto

Zienkiewicz O. C. e Taylor R. L. (2000), *The Finite Element Method The Basis*, Volume 1, Fifth Edition, Butterworth-Heinemann.

APÊNDICE A – CARACTERÍSTICAS GEOMÉTRICAS E PROPRIEDADES DOS MATERIAIS

Tabela A.1 Propriedades geométricas da junta de sobreposição simples (Campilho et al., 2013)

b [mm]	15		
t_A [mm]	0,2	t_S [mm]	2,4
L [mm]	10 e 20	L_T [mm]	240

Tabela A.2 Propriedades elásticas ortotrópicas do SEAL® Texipreg HS 160 RM (Campilho et al., 2013)

E_X [MPa]	10900	G_{XY} [MPa]	4315	ν_{XY}	0,342
E_Y [MPa]	8819	G_{XZ} [MPa]	4315	ν_{XY}	0,342
E_Z [MPa]	8819	G_{YZ} [MPa]	3200	ν_{XY}	0,380

Tabela A.3 Propriedades mecânicas da Araldite® 2015 (Campilho et al., 2013)

ν	0,33		
E [MPa]	1850±0,21	G [MPa]	560±0,21
σ_C [MPa]	12,63±0,61	τ_C [MPa]	14,6±1,3
σ_R [MPa]	21,63±1,61	τ_R [MPa]	17,9±1,8
ε_R [%]	4,77±0,15	γ_R [%]	43,9±3,4

Tabela A.4 Propriedades mecânicas do elemento coesivo de espessura fina (Campilho et al., 2013)

E [MPa]	1850	G [MPa]	560
σ_C [MPa]	21,63	τ_C [MPa]	17,9
$G_{c,I}$ [N/mm]	0,43±0,02	$G_{c,II}$ [N/mm]	4,70±0,34

APÊNDICE B – DIMENSÃO DO MODELO NUMÉRICO DAS JUNTAS COLADAS DE AL5083- H111 E ARALDITE® 420A/B

Tabela B.1 Número de nós e elementos utilizados nas juntas sem *taper* (90°)

Ângulo do <i>Taper</i> θ	N° de nós	N° Elementos Interface	N° Elementos Alumínio	N° Elementos Araldite ®420 A/B
90°	32216	400	30520	400

Tabela B.2 Número de nós e elementos utilizados nas juntas com *taper* em alumínio

Ângulo do <i>Taper</i> θ	N° de nós	N° Elementos Interface	N° Elementos Alumínio	N° Elementos Araldite ®420 A/B
30°	30410	676	28388	676
45°	29072	520	27295	560
60°	27834	488	26203	488

Tabela B.3 Número de nós e elementos utilizados nas juntas com *taper* no adesivo

Ângulo do <i>Taper</i> θ	N° de nós	N° Elementos Interface	N° Elementos Alumínio	N° Elementos Araldite ®420 A/B
30°	40972	622	35848	3420
45°	38481	564	34716	2195

Tabela B.4 Número de nós e elementos utilizados nas juntas com *taper* invertido

Ângulo do <i>Taper</i> θ	N° de nós	N° Elementos Interface	N° Elementos Alumínio	N° Elementos Araldite ®420 A/B
30°	43522	692	38428	3362
45°	39957	594	36244	2118

APÊNDICE C – PROPRIEDADES DOS MATERIAIS

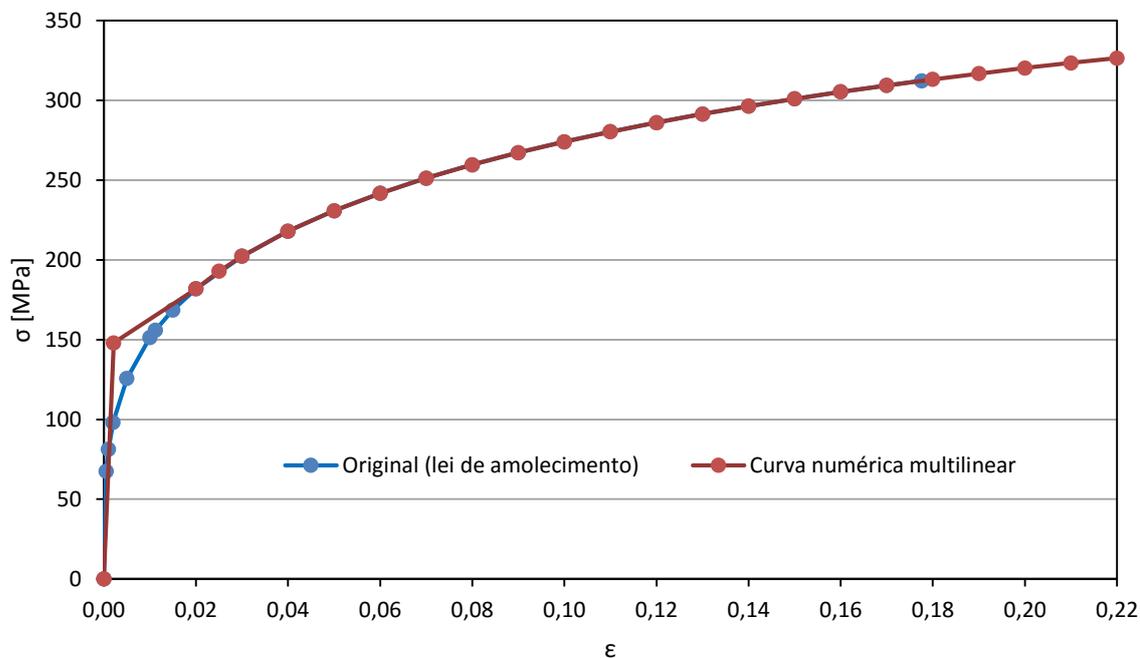


Figura C.1 Diferenças entre a lei de amolecimento de Toros e Ozturk (2010) e a lei numérica multilinear

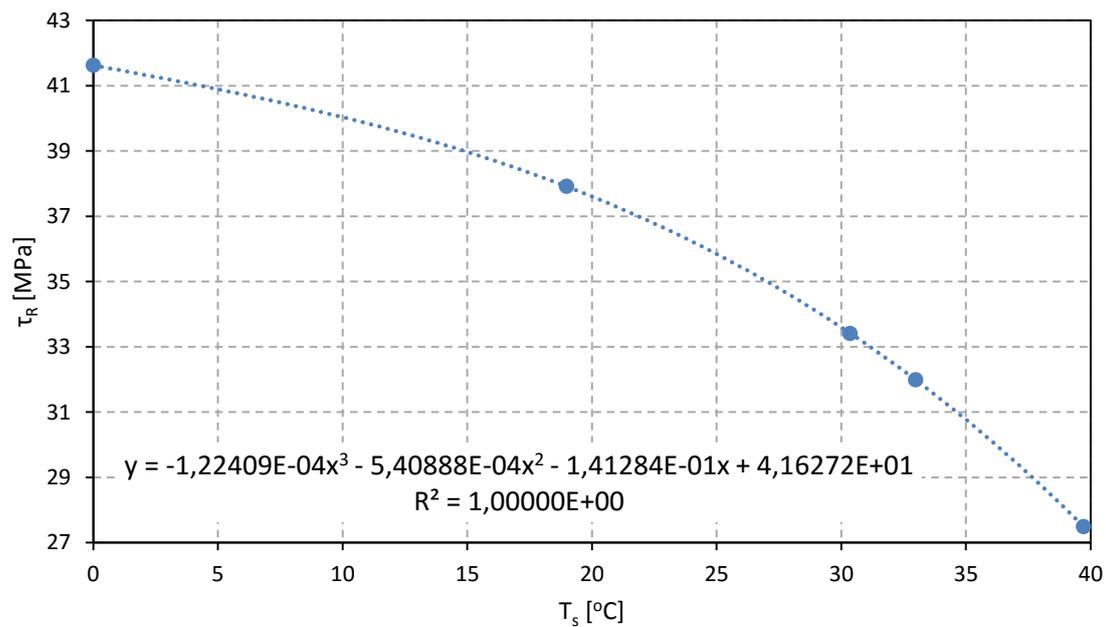


Figura C.2 Variação da tensão de corte com a temperatura de serviço para uma cura de 4h a 50°C Huntsman (2009)

APÊNDICE D – PARÂMETROS DAS INTERFACES COESIVAS

Tabela D.1 - Parâmetros coesivos utilizados nas interfaces de cada tipo de geometria

	K [N/mm ³]	10 ⁶	α	1
	$G_{c,I}$ [N/mm]	0,6	$G_{c,II}$ [N/mm]	1,2
θ	Junta Colada Sem <i>Taper</i>			
90°	$t_{0,I}$ [MPa]	61,41	$t_{0,II}$ [MPa]	37,61
	Junta Colada com <i>Taper</i> em Alumínio			
30°	$t_{0,I}$ [MPa]	35	$t_{0,II}$ [MPa]	20,21
45°	$t_{0,I}$ [MPa]	35	$t_{0,II}$ [MPa]	20,21
60°	$t_{0,I}$ [MPa]	30	$t_{0,II}$ [MPa]	17,32
	Junta Colada com <i>Taper</i> no Adesivo			
30°	$t_{0,I}$ [MPa]	18,3	$t_{0,II}$ [MPa]	10,57
45°	$t_{0,I}$ [MPa]	17	$t_{0,II}$ [MPa]	9,81
	Junta Colada com <i>Taper</i> Invertido			
30°	$t_{0,I}$ [MPa]	28,5	$t_{0,II}$ [MPa]	16,46
45°	$t_{0,I}$ [MPa]	28,5	$t_{0,II}$ [MPa]	16,46

APÊNDICE E – FORÇAS MÁXIMAS E DESVIOS NUMÉRICOS EM RELAÇÃO AOS EXPERIMENTAIS

Tabela E.1 Forças máximas obtidas em cada formulação e seu desvio em relação aos resultados experimentais de Santos, (2015) para juntas coladas sem *taper*

Formulação	$F_{máx}$ [N]	DESVIO %
Experimental Santos, (2015)	9989,67	-
Estado Plano Deformação	9828,55	-1.61
Estado Plano Tensão	9737,22	-2.53
Estado Plano Deformação (Fronteira com Mola)	9782,25	-2.08

Tabela E.2 Forças máximas obtidas em cada formulação e seu desvio em relação aos resultados experimentais de Santos, (2015) para juntas coladas com *taper* em alumínio

θ	Formulação	$F_{máx}$ [N]	DESVIO %
30°	Experimental Marques, (2014)	10591,15	-
	Estado Plano Deformação	10931,98	3,22
	Estado Plano Tensão	10268,00	-3,05
	Estado Plano Deformação (Fronteira com Mola)	10698,65	1,02
45°	Experimental Marques, (2014)	9883,19	-
	Estado Plano Deformação	9850,45	0,33
	Estado Plano Tensão	9384,83	-5,04
	Estado Plano Deformação (Fronteira com Mola)	9668,50	-2,17
60°	Experimental Marques, (2014)	8523,89	-
	Estado Plano Deformação	8724,70	2,36
	Estado Plano Tensão	8416,66	-1,26
	Estado Plano Deformação (Fronteira com Mola)	8623,95	1,17

Tabela E.3 Forças máximas obtidas em cada formulação e seu desvio em relação aos resultados experimentais de Santos, (2015) para juntas coladas com *taper* no adesivo

θ	Formulação	$F_{m\acute{a}x}$ [N]	DESVIO %
30°	Experimental Santos, (2015)	7396,23	-
	Estado Plano Deformação	7464,45	0,92
	Estado Plano Tensão	7478,90	1,12
	Estado Plano Deformação (Fronteira com Mola)	7463,73	0,91
45°	Experimental Santos, (2015)	6306,50	-
	Estado Plano Deformação	6446,30	2,22
	Estado Plano Tensão	6434,64	2,03
	Estado Plano Deformação (Fronteira com Mola)	6359,00	0,83

Tabela E.4 Forças máximas obtidas em cada formulação e seu desvio em relação aos resultados experimentais de Santos, (2015) para juntas coladas com *taper* invertido

θ	Formulação	$F_{m\acute{a}x}$ [N]	DESVIO %
30°	Experimental Santos, (2015)	10677,00	-
	Estado Plano Deformação	11238,73	5,26
	Estado Plano Tensão	10486,10	-1,79
	Estado Plano Deformação (Fronteira com Mola)	11175,63	4,67
45°	Experimental Santos, (2015)	10199,07	-
	Estado Plano Deformação	10427,85	2,24
	Estado Plano Tensão	10464,60	2,60
	Estado Plano Deformação (Fronteira com Mola)	10433,20	2,30

APÊNDICE F – MODOS DE ROTURA

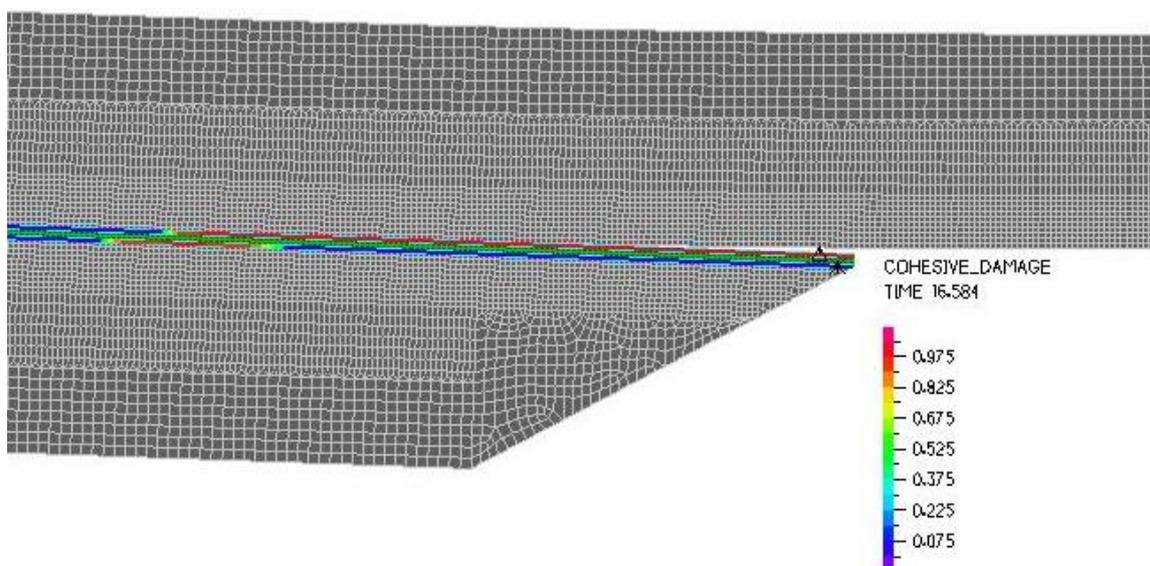


Figura F.1 Distribuição do dano nas interfaces coesivas em juntas com *taper* no alumínio de 30°

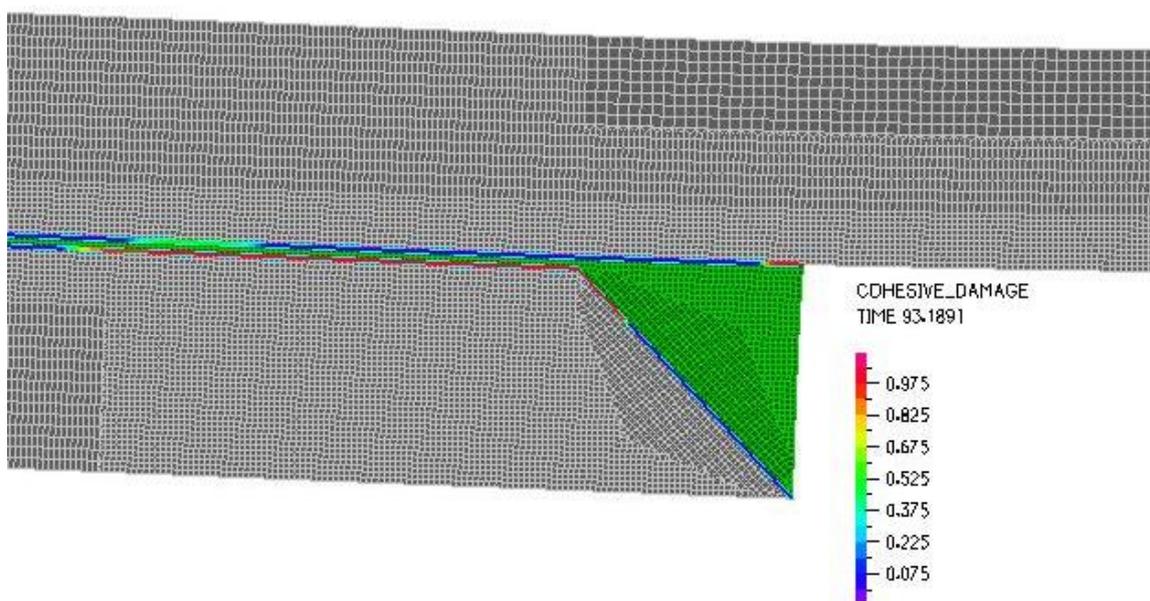


Figura F.2 Distribuição do dano nas interfaces coesivas em juntas com *taper* invertido de 45°

APÊNDICE G – ANÁLISE DE TENSÕES

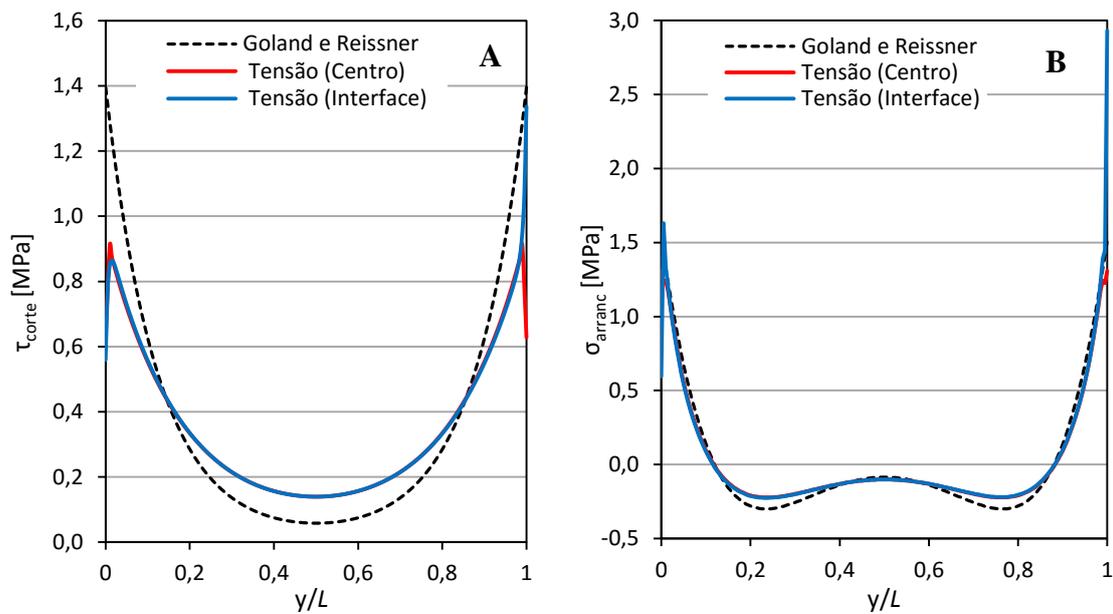


Figura G.1 Validação numérica das tensões em relação ao modelo de Goland e Reissner. **A.** Tensões de corte. **B.** Tensões de arrancamento

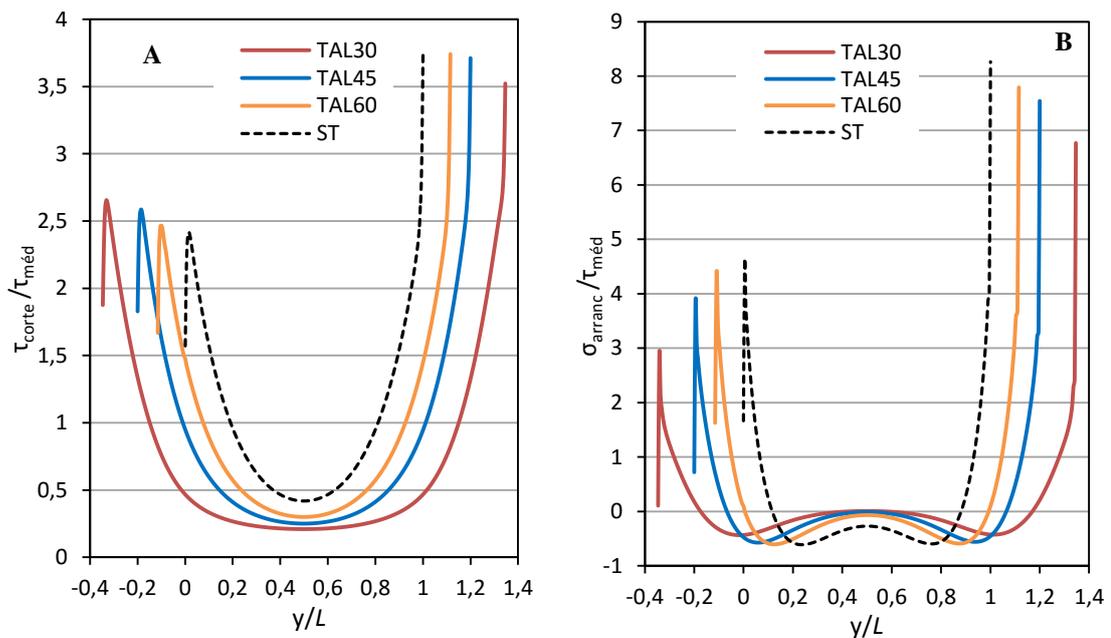


Figura G.2 Comparação de juntas coladas com *taper* no alumínio e sem *taper*. **A.** Tensões de corte. **B.** Tensões de arrancamento

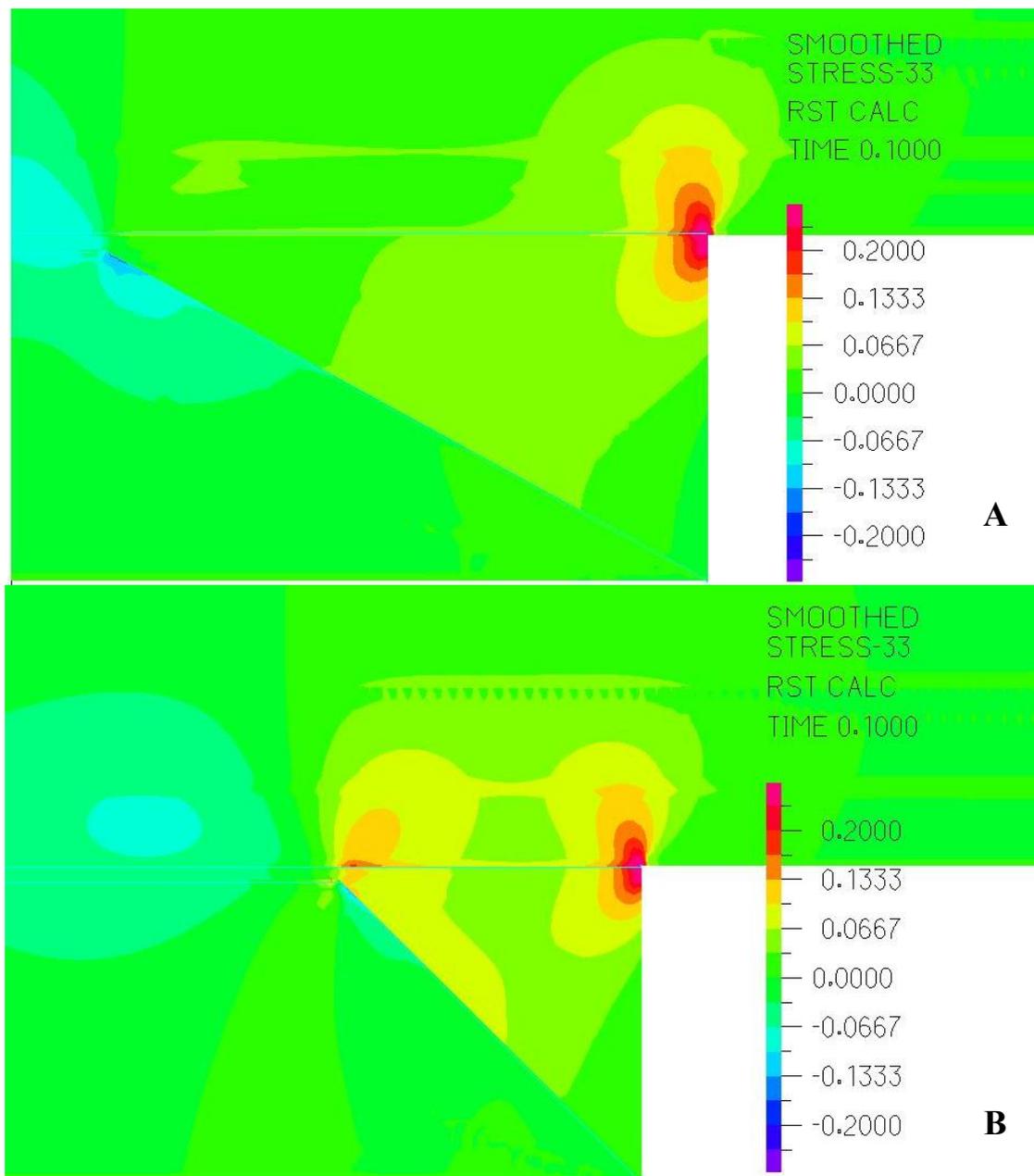


Figura G.3 Distribuição da tensão de arrancamento no *taper* invertido **A.** *Taper* invertido a 30° **B.** *Taper* invertido a 45°