

PONTIFÍCIA UNIVERSIDADE CATÓLICA DO PARANÁ

MARÇAL COSTA SAMWAYS

**ANÁLISE NUMÉRICA DE JUNTAS ADESIVADAS PELO
MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS CONSIDERANDO O
INÍCIO E A EVOLUÇÃO DO DANO**

CURITIBA

2013

PONTIFÍCIA UNIVERSIDADE CATÓLICA DO PARANÁ

MARÇAL COSTA SAMWAYS

**ANÁLISE NUMÉRICA DE JUNTAS ADESIVADAS PELO
MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS CONSIDERANDO O
INÍCIO E A EVOLUÇÃO DO DANO**

Proposta de Projeto de Dissertação de Mestrado apresentado ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Pontifícia Universidade Católica do Paraná, como requisito parcial para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

COMISSÃO EXAMINADORA

Prof. Roberto Dalledone Machado, D.Eng. (Orientador)
PUC PR

Prof. João Elias Abdalla Filho, Phd
PUC PR

Prof. Marco Antonio Luersen, Dr. Eng
UTFPR

Curitiba, 26 de março de 2013

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus, por ter me agraciado com saúde e sobriedade, pelas oportunidades recebidas durante a minha vida e pela perseverança, muito necessária durante o período de realização do curso.

Agradeço em especial toda minha família, meus pais e minha irmã por sempre terem me apoiado e incentivado em todos os momentos de minha vida.

Aos professores do programa PPGE e especialmente ao Professor Roberto Dalledone Machado pela oportunidade de realizar o curso, pela sua amizade, conhecimento compartilhado, pelo suporte e apoio constante ao longo desta caminhada.

Aos meus amigos e companheiros de trabalho, especialmente a gerência da Aker Solutions, pela compreensão, apoio e suporte oferecido durante todo o andamento do curso.

Às demais pessoas que fazem parte da minha vida e que de alguma maneira contribuíram para que a conclusão deste trabalho tenha sido possível.

RESUMO

Nos dias atuais, materiais compósitos e juntas adesivadas em estruturas estão sendo utilizados em larga escala em diversas aplicações de engenharia mecânica e civil. Este tipo de material apresenta uma vantagem muito importante na concepção estrutural, que é uma relação entre uma alta rigidez/propriedades mecânicas e de densidade muito baixa, resultando em componentes com menor peso próprio.

Os processos de danificação destes tipos de materiais tendem a ser muito complexos, variando de fraturas intra-laminares (falha na fibra) para fraturas inter-laminares (delaminação). Por este motivo, torna-se necessário o desenvolvimento de métodos confiáveis para se realizar análises sobre estes componentes, a fim de se evitarem danos e falhas estruturais em aplicações reais.

O objetivo do presente trabalho é estudar, analisar e comparar algumas das diferentes técnicas utilizadas na modelagem computacional de interfaces adesivas utilizadas entre componentes mecânicos, especialmente em materiais compósitos, considerando o comportamento mecânico dos elementos de interface (elementos de coesão), e também o efeito da iniciação do dano e sua evolução.

Modelos numéricos são reproduzidos em um software comercial baseado no método dos elementos finitos (ABAQUS). Formulações da mecânica do dano e suas equações constitutivas são consideradas com a finalidade de representar o comportamento correto da interface, além da verificação de sua resistência à uma carga externa aplicada. Para considerar este mecanismo de dano, os modelos que descrevem a iniciação de dano e evolução são avaliadas em três modos diferentes: Modo I, Modo II e Modo Misto de carregamento. Os resultados obtidos numericamente sobre estas análises são comparados com resultados encontrados nos testes laboratoriais e numéricos disponíveis na literatura.

Palavras-Chave: Materiais Compósitos, juntas adesivadas, elementos de coesão, iniciação do dano

ABSTRACT

Nowadays, composite material and adhesive joints in structures are being used in several large-scale application of mechanical and civil engineering. This type of material presents a major advantage in structural design, which is a relation between a high stiffness / mechanical properties and very low density, resulting in components with lower self-weight.

The processes of damage on these types of materials tend to be very complex, varying from intra-laminar fracture (rupture in the fiber) to inter-laminar fracture (delamination). For this reason, it becomes necessary to develop reliable methods to perform analyzes on these components, in order to avoid damage and structural failures in real applications.

The goal of this work is to study, analyze and compare different techniques used in computer modeling of adhesive interfaces used between mechanical components, especially in composite materials, considering the mechanical behavior of the interface elements (cohesive elements), and also the effect of initiation of damage and its evolution.

Numerical models are reproduced in a commercial software, based on the finite element method (ABAQUS). Formulations of damage mechanics and its constitutive equations are considered in order to represent the correct behavior of the interface, and the verification of its resistance to an external applied load. To consider this mechanism of damage, the models that describe the damage initiation and evolution are evaluated in three different modes: Mode I, Mode II and Mixed-Mode loading. The numerical results of these analyses are compared with results found in laboratorial and numerical tests available in the literature.

Key-words: Composite material, adhesive joints, cohesive elements, damage initiation.

SUMÁRIO

AGRADECIMENTOS	IV
RESUMO.....	V
ABSTRACT	VI
SUMÁRIO	VII
LISTA DE FIGURAS	IX
LISTA DE TABELAS	XV
LISTA DE ABREVIATURAS.....	XVII
1 INTRODUÇÃO	18
1.1 Motivação e contextualização	18
1.2 Objetivos	23
1.2.1 Objetivo Geral.....	23
1.2.2 Objetivos Específicos	23
1.3 Metodologia	24
1.4 Revisão Bibliográfica.....	25
2 CONCEITOS DA MECÂNICA DO DANO	29
3 ELEMENTOS FINITOS – ELEMENTOS DE INTERFACE.....	34
3.1 Formulação do Elemento de Interface - NGO & SCORDELIS (1967)	34
3.2 Formulação do Elemento de Interface - GOODMAN <i>et al.</i> (1968).....	36
3.3 Formulação do Elemento de Interface - GHABOUSI <i>et al.</i> (1973).....	38
3.4 Formulação do Elemento de Interface - COUTINHO <i>et al.</i> (2003).....	40

3.5	Modelos de Zona de Coesão – MZC	41
3.5.1	Formulação do Elemento Finito de Coesão - BALZANI & WAGNER (2008)	44
3.5.2	Relações constitutivas de dano – CAMANHO & D’ÁVILA (2002)	48
3.5.3	Início e propagação do dano	52
 CAPÍTULO 4		 58
4	APLICAÇÕES	58
4.1	Análise realizada por CAMANHO & DÁVILA (2002)	58
4.2	Análise numérica – “Double Cantilever Beam Test (DCB)”	63
4.3	Análise numérica – “End Notched Flexure (ENF)”	84
4.4	Análise numérica – “Mixed Mode Bending (MMB)”	107
4.5	Análise de juntas metálicas adesivadas – Parâmetros de Resistência.....	125
4.5.1	Resultados na Junta 1 - Modelo 1.....	132
4.5.2	Resultados na Junta 1 - Modelo 2.....	136
4.5.3	Resultados na Junta 1 - Modelo 3.....	141
4.5.4	Resultados na Junta 2.....	146
4.5.5	Discussão dos Resultados	152
5	CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS	154
 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS		 157
 ANEXO A - MATRIZ DE RIGIDEZ NO ELEMENTO ISOPARAMÉTRICO DE 8 NÓS		 162
 ANEXO B - OBTENÇÃO EXPERIMENTAL DO PARÂMETRO η		 164

Lista de Figuras

Figura 1.1 – Chapas unidas por cola adesiva, sendo submetidas a um ensaio de tração. (FONTE: http://www.bluerr.com/applications/adhesive [2010]).....	18
Figura 1.2- Materiais compósitos laminados utilizados na indústria aeroespacial. (FONTE: http://www.aerospace-technology.com/ [2013])	21
Figura 1.3- Materiais compósitos laminados – compensados de madeira. (FONTE: http://www.unitedplywood.in/plywood [2012]).....	21
Figura 1.4- Concreto reforçado por fibras de carbono sendo submetido à teste de flexão. (FONTE: http://www.futurefeeder.com/2005/05/engineered-cement-composites-bendable-concrete/ [2005])	22
Figura 1.5- Momento em que ocorre a delaminação em uma chapa adesivada, durante análise de elementos finitos. (FONTE: RUDAWSKA [2010])	23
Figura 1.6- Aparato de teste DCB (FONTE: REEDER <i>et al.</i> [2004]).....	27
Figura 1.7- Aparato de teste ENF (FONTE: REEDER <i>et al.</i> [2004]).	28
Figura 1.8- Aparato de teste MMB (FONTE: REEDER <i>et al.</i> [2004])......	28
Figura 2.1- Processo de transição entre Dano e Fratura em um material. (FONTE: PROENÇA [2000])......	30
Figura 2.2- Representação de um Elemento de Volume Representativo.	31
Figura 2.3- Incremento no comprimento total devido à abertura dos microdefeitos.....	33
Figura 3.1- Elemento de interface para viga (FONTE: LAZARO [2004]).	35
Figura 3.2- Elemento de interface de NGO & SCORDELIS (FONTE: LAZARO [2004]).	36
Figura 3.3- Elemento de interface de GOODMAN <i>et al.</i> (1968). (FONTE: KALIAKIN [1995]).	37
Figura 3.4- Elemento de interface de GHABOUSI <i>et al.</i> (1973). (FONTE: LÁZARO [2004]).	38
Figura 3.5- Elemento de Interface de COUTINHO <i>et al.</i> (2003). (FONTE: COUTINHO <i>et al.</i> [2003]).....	40
Figura 3.6- Comportamento do MZC descrito por TVERGAARD & HUTCHINSON (1992). (FONTE: CHANDRA <i>et al.</i> (2002)).....	42
Figura 3.7- Comportamento do MZC descrito por CAMACHO & ORTIZ (1996). (FONTE: CHANDRA <i>et al.</i> (2002)).....	43
Figura 3.8- Estado de tensão tridimensional de um elemento sólido de interface. (FONTE: BALZANI & WAGNER [2008]).	45

Figura 3.9- Modelo bilinear de dano: (a) Modo I de carregamento. (b) Modos II e III de carregamentos.....	49
Figura 4.1- Corpo de prova DCB.....	59
Figura 4.2- Corpo de prova ENF.....	59
Figura 4.3- Corpo de prova MMB.....	60
Figura 4.4- Curvas Força x Deslocamento (CAMANHO & D'ÁVILA [2002]).	62
Figura 4.5- Modelagem numérica do modelo DCB.	64
Figura 4.6- Condições de contorno aplicadas no modelo DCB.	64
Figura 4.7- Deslocamento imposto nos RPs, localizados na extremidade da Região 3 – modelo DCB.	65
Figura 4.8- Condição de “tie” aderindo o elemento de coesão com o componente sólido – Região 2 – modelo DCB.	66
Figura 4.9- Malha gerada – grau de refino 1 no elemento de coesão no modelo DCB (7400 nós).	67
Figura 4.10- Malha gerada – grau de refino 2 no elemento de coesão no modelo DCB (14456 nós).	67
Figura 4.11- Malha gerada – grau de refino 3 no elemento de coesão no modelo DCB (39732 nós).	68
Figura 4.12- Curva: “Força vs Deslocamento” –grau de refino 3 na malha – modelo DCB – cota (Figura 4.7) 0.75 mm.	70
Figura 4.13- Diagrama de Tensões Principais Máximas (MPa) – modelo DCB.....	71
Figura 4.14- Diagrama de Tensões Principais Máximas (MPa) no elemento de interface – modelo DCB – $\sigma_{\text{máx}}=80\text{MPa}$	71
Figura 4.15- Momento em que se inicia o dano no elemento de coesão – equação 3.43 igualando-se a 1 – modelo DCB.	72
Figura 4.16- Dano se propagando para o restante do elemento de coesão (equação 3.43 igual a 1)– momento em que a força P começa a decrescer – modelo DCB.....	72
Figura 4.17- Região onde o dano encontra-se completo (equação 3.34 igual a 1)– incremento em que a força máxima é atingida – modelo DCB.....	73
Figura 4.18- Incremento no qual o dano completo ocorre, e o elemento já não oferece mais resistência – modelo DCB.	74
Figura 4.19- Regiões (a) e (b), onde são retirados os valores do critério de falha quadrático - modelo DCB.....	77
Figura 4.20- Curva: Critério de Falha Quadrático vs Deslocamento na extremidade do corpo de prova – grau de refino 3 – Região (a) modelo DCB.....	78
Figura 4.21- Curva: Critério de Falha Quadrático vs Deslocamento na extremidade do corpo de prova – grau de refino 3 – Região (b) modelo DCB.....	78

Figura 4.22- Curva: Parâmetro de Dano (d) vs Deslocamento na extremidade do corpo de prova – grau de refino 3 – Região (a) modelo DCB.....	79
Figura 4.23- Curva: Parâmetro de Dano (d) vs Deslocamento na extremidade do corpo de prova – grau de refino 3 – Região (b) modelo DCB.....	80
Figura 4.24- Curva: “Força vs Deslocamento –grau de refino 3 na malha – modelo DCB – cota (Figura 4.7) 1.5 mm.	81
Figura 4.25- Curva: “Força vs Deslocamento –grau de refino 3 na malha – modelo DCB – cota (Figura 4.7) 2.25 mm.	82
Figura 4.26- Modelagem numérica do modelo ENF.....	85
Figura 4.27- Condição de simetria aplicada no modelo ENF.....	86
Figura 4.28- Condições de apoio aplicadas no modelo ENF.....	86
Figura 4.29- Deslocamento imposto no RP, localizado no centro da Região 2.	87
Figura 4.30- Faces onde o contato é estabelecido – modelo ENF.....	88
Figura 4.31- Malha gerada – grau de refino 3 no elemento de coesão – modelo ENF.....	88
Figura 4.32- Diagrama de Tensões Principais Máximas – ENF test.....	90
Figura 4.33- Diagrama de Tensões Principais Máximas (MPa) no elemento de interface – ENF test – $\tau_s^0 = 100\text{MPa}$	90
Figura 4.34- Deslocamento inicial imposto no modelo – deslizamento em detalhe.....	91
Figura 4.35- Instante em que se inicia o dano no elemento de coesão – equação 3.43 igualando-se a 1 – modelo ENF.....	92
Figura 4.36- Dano se propagando para o restante do elemento de coesão – momento em que a força P atinge seu valor máximo – modelo ENF.....	93
Figura 4.37- Modelo ENF em sua configuração deformada, onde a força máxima é atingida.....	93
Figura 4.38- Região onde o dano encontra-se completo – incremento em que a força máxima é atingida- modelo ENF.....	94
Figura 4.39- Incremento no qual o dano completo ocorre, e o elemento já não oferece mais resistência – modelo ENF.	95
Figura 4.40- Curva: “Força vs Deslocamento” – modelo ENF- cota $Z=2.5\text{mm}$; coeficiente de atrito= 0.18	96
Figura 4.41- Regiões (a) e (b), onde são retirados os valores do critério de falha quadrático – modelo ENF.	97
Figura 4.42- Curva: Critério de Falha Quadrático vs Deslocamento – modelo ENF Região (a) - cota $Z=2.5\text{mm}$; coeficiente de atrito= 0.18	98
Figura 4.43- Curva: Critério de Falha Quadrático vs Deslocamento – modelo ENF Região (b) - cota $Z=2.5\text{mm}$; coeficiente de atrito= 0.18	98

Figura 4.44- Curva: Parâmetro de Dano (d) vs Deslocamento – modelo ENF Região (a) – cota Z=2.5mm; coeficiente de atrito=0.18.....	99
Figura 4.45- Curva: Parâmetro de Dano (d) vs Deslocamento – modelo ENF Região (b) – cota Z=2.5mm; coeficiente de atrito=0.18.....	100
Figura 4.46- Curva: “Força vs Deslocamento” – modelo ENF - cota Z=2.5mm; coeficiente de atrito=0.36.....	102
Figura 4.47- Curva: “Força vs Deslocamento” – modelo ENF - cota Z=2.5mm; coeficiente de atrito=0.6.....	103
Figura 4.48- Curva: “Força vs Deslocamento” – modelo ENF - coeficiente de atrito=0.18 e apoios nas extremidades.	105
Figura 4.49- Curva: “Força vs Deslocamento” – modelo ENF - coeficiente de atrito=0.18 e apoios a 4 mm.	106
Figura 4.50- Modelagem numérica do modelo MMB.....	108
Figura 4.51- Condição de simetria aplicada no modelo MMB.	109
Figura 4.52- Condições de apoio aplicadas no modelo MMB.....	110
Figura 4.53- Deslocamento imposto no RP, localizado na alavanca- modelo MMB. .	110
Figura 4.54- Malha gerada – grau de refino 3 no elemento de coesão – modelo MMB.	111
Figura 4.55 - Diagrama de Tensões Principais Máximas – MMB test.	114
Figura 4.56- Diagrama de Tensões Principais Máximas no elemento de interface – MMB test.	114
Figura 4.57- Configurações deformadas e indeformadas sobrepostas no modelo. ...	115
Figura 4.58- Momento em que se inicia o dano no elemento de coesão – equação 3.43 igualando-se a 1 – modelo MMB.....	116
Figura 4.59- Dano se propagando para o restante do elemento de coesão – momento em que a força P atinge seu valor máximo – modelo MMB.....	117
Figura 4.60- Modelo ENF em sua configuração deformada, onde a força máxima é atingida.....	117
Figura 4.61- Região onde o dano encontra-se completo – incremento em que a força máxima é atingida- modelo MMB.....	118
Figura 4.62- Incremento no qual o dano completo se propaga para o interior do elemento, e o mesmo já não oferece mais resistência – modelo MMB.	119
Figura 4.63- Curva: “Força vs Deslocamento” – modelo MMB.....	120
Figura 4.64- Regiões (a) e (b), onde são retirados os valores do critério de falha quadrático – modelo MMB.	121
Figura 4.65- Curva: Critério de Falha Quadrático vs Deslocamento – modelo MMB 50% - Região (a).....	122

Figura 4.66- Curva: Critério de Falha Quadrático vs Deslocamento – modelo MMB 50% - Região (b).....	122
Figura 4.67- Curva: Parâmetro de Dano (d) vs Deslocamento – modelo MMB 50% - Região (a).....	123
Figura 4.68- Curva: Parâmetro de Dano (d) vs Deslocamento – modelo MMB 50% - Região (b).....	124
Figura 4.69- Junta de chapa adesivada tipo 1 - modelos 1, 2 e 3.	127
Figura 4.70- Junta de chapa adesivada tipo 2.	128
Figura 4.71- Malha gerada na interface da junta tipo 1.	129
Figura 4.72- Malha gerada na interface da junta tipo 2.	130
Figura 4.73- Condições de contorno aplicadas no modelo de juntas de chapas adesivadas.	130
Figura 4.74- Deslocamento imposto na extremidade da chapa inferior.	131
Figura 4.75- Condição de “tie” aplicada nas faces do adesivo e das chapas.	131
Figura 4.76- Tensão principal nas juntas tipo 1 - modelo 1 para: (a) Adesivo 5M LETOXIT KFL 120, (b) Adesivo LOCTITE H850.	133
Figura 4.77- Tensão principal nos adesivos da junta tipo 1 - modelo 1 para: (a) Adesivo 5M LETOXIT KFL 120, (b) Adesivo LOCTITE H850.	133
Figura 4.78- Início do dano nas juntas tipo 1 - modelo 1 para: (a) Adesivo 5M LETOXIT KFL 120, (b) Adesivo LOCTITE H850.	134
Figura 4.79- Locais apresentando dano completo nas juntas tipo 1 - modelo 1 para: (a) Adesivo 5M LETOXIT KFL 120, (b) Adesivo LOCTITE H850.	134
Figura 4.80- Deformação no dano completo nas juntas tipo 1 - modelo 1 para: (a) Adesivo 5M LETOXIT KFL 120, (b) Adesivo LOCTITE H850.	135
Figura 4.81- Gráfico “Força x deslocamento” - Comparação das capacidades de carga entre os adesivos 5M LETOXIT KFL 120 e LOCTITE H850 na junta 1 - modelo 1. ...	136
Figura 4.82- Tensão principal nas juntas tipo 1 - modelo 2 para: (a) Adesivo 5M LETOXIT KFL 120, (b) Adesivo LOCTITE H850.	137
Figura 4.83- Tensão principal nos adesivos na junta tipo 1 - modelo 2 para: (a) Adesivo 5M LETOXIT KFL 120, (b) Adesivo LOCTITE H850.	138
Figura 4.84- Início do dano nas juntas tipo 1 - modelo 2 para: (a) Adesivo 5M LETOXIT KFL 120, (b) Adesivo LOCTITE H850.	139
Figura 4.85- Locais apresentando dano completo nas juntas tipo 1 - modelo 2 para: (a) Adesivo 5M LETOXIT KFL 120, (b) Adesivo LOCTITE H850.	139
Figura 4.86- Deformação no dano completo nas juntas tipo 1 - modelo 2 para: (a) Adesivo 5M LETOXIT KFL 120, (b) Adesivo LOCTITE H850.	140

Figura 4.87- Gráfico “Força x deslocamento” - Comparação das capacidades de carga entre os adesivos 5M LETOXIT KFL 120 e LOCTITE H850 na junta 1 - modelos 1 e 2.	141
Figura 4.88- Tensão principal nas juntas tipo 1 - modelo 3 para: (a) Adesivo 5M LETOXIT KFL 120, (b) Adesivo LOCTITE H850.	142
Figura 4.89- Tensão principal nos adesivos na junta tipo 1 - modelo 3 para: (a) Adesivo 5M LETOXIT KFL 120, (b) Adesivo LOCTITE H850.	143
Figura 4.90- Início do dano nas juntas tipo 1 - modelo 3 para: (a) Adesivo 5M LETOXIT KFL 120, (b) Adesivo LOCTITE H850.	144
Figura 4.91- Locais apresentando dano completo nas juntas tipo 1 - modelo 3 para: (a) Adesivo 5M LETOXIT KFL 120, (b) Adesivo LOCTITE H850.	144
Figura 4.92- Deformação no dano completo nas juntas tipo 1 - modelo 3 para: (a) Adesivo 5M LETOXIT KFL 120, (b) Adesivo LOCTITE H850.	145
Figura 4.93- Gráfico “Força x deslocamento” - Comparação das capacidades de carga entre os adesivos 5M LETOXIT KFL 120 e LOCTITE H850 na junta 1 - modelos 1, 2 e 3.	146
Figura 4.94- Tensão principal nas juntas tipo 2 para: (a) Adesivo 5M LETOXIT KFL 120, (b) Adesivo LOCTITE H850.	147
Figura 4.95- Tensão principal no adesivo na junta tipo 2 para: (a) Adesivo 5M LETOXIT KFL 120, (b) Adesivo LOCTITE H850.	148
Figura 4.96- Início do dano nas juntas tipo 2 para: (a) Adesivo 5M LETOXIT KFL 120, (b) Adesivo LOCTITE H850.	149
Figura 4.97- Locais apresentando dano completo nas juntas tipo 2 para: (a) Adesivo 5M LETOXIT KFL 120, (b) Adesivo LOCTITE H850.	149
Figura 4.98- Deformação no dano completo nas juntas tipo 2 para: (a) Adesivo 5M LETOXIT KFL 120, (b) Adesivo LOCTITE H850.	150
Figura 4.99- Gráfico “Força x deslocamento” - Comparação das capacidades de carga entre os adesivos 5M LETOXIT KFL 120 e LOCTITE H850 na junta 2.	151
Figura 4.100- Capacidades máximas obtidas para ambos os adesivos em todos os tipos de juntas.	153
Figura B. 1- Exemplo de distâncias verticais entre os pontos.	164
Figura B. 2- Previsão dos valores de B-K (FONTE: CAMANHO & D’ÁVILA [2002]). ..	165

Lista de Tabelas

Tabela 4.1- Propriedades mecânicas do compósito AS4/PEEK (APC2) (REEDER & CREWS [1990]).	61
Tabela 4.2- Valores Experimentais (REEDER & CREWS [1990]).	61
Tabela 4.3- Resultados experimentais e numéricos obtidos (CAMANHO & D'ÁVILA [2002]).	62
Tabela 4.4- Relação das malhas utilizadas nas análises do modelo DCB – elemento de coesão.	68
Tabela 4.5- Comparação entre os resultados de Força Máxima obtida – Malha grau 3 – modelo DCB.	74
Tabela 4.6- Comparação entre os resultados de Deslocamento Máximo obtido – Malha grau 3 – modelo DCB.	75
Tabela 4.7- Comparação entre os resultados de Força Máxima obtida – Malha grau 1 – modelo DCB.	75
Tabela 4.8- Comparação entre os resultados de Deslocamento Máximo obtido – Malha grau 1 - modelo DCB.	76
Tabela 4.9- Comparação entre os resultados de Força Máxima obtida – Malha grau 2 - modelo DCB.	76
Tabela 4.10- Comparação entre os resultados de Deslocamento Máximo obtido – Malha grau 2 - modelo DCB.	76
Tabela 4.11- Comparação entre os resultados de Força Máxima obtida – Malha grau 3 – modelo DCB – cota (Figura 4.7) 1.5 mm.	81
Tabela 4.12- Comparação entre os resultados de Deslocamento Máximo obtido – Malha grau 3 – modelo DCB - cota (Figura 4.7) 1.5 mm.	82
Tabela 4.13- Comparação entre os resultados de Força Máxima obtida – Malha grau 3 – modelo DCB – cota (Figura 4.7) 2.25 mm.	83
Tabela 4.14- Comparação entre os resultados de Deslocamento Máximo obtido – Malha grau 3 – modelo DCB - cota (Figura 4.7) 2.25 mm.	83
Tabela 4.15- Comparação entre os resultados de Força Máxima obtida – Modelo ENF - cota $Z=2.5\text{mm}$; coeficiente de atrito=0.18.	96
Tabela 4.16- Comparação entre os resultados de Deslocamento Máximo obtido – Modelo ENF- cota $Z=2.5\text{mm}$; coeficiente de atrito=0.18.	97
Tabela 4.17- Comparação entre os resultados de Força Máxima obtida – Modelo ENF- cota $Z= 2.5\text{ mm}$; coeficiente de atrito=0.36.	101

Tabela 4.18- Comparação entre os resultados de Deslocamento Máximo obtido – Modelo ENF - coeficiente de atrito=0.36.	101
Tabela 4.19- Comparação entre os resultados de Força Máxima obtida – Modelo ENF- cota Z=2.5mm; coeficiente de atrito=0.6.	102
Tabela 4.20- Comparação entre os resultados de Deslocamento Máximo obtido – Modelo ENF- cota Z=2.5mm; coeficiente de atrito=0.6.	103
Tabela 4.21- Comparação entre os resultados de Força Máxima obtida – Modelo ENF- coeficiente de atrito=0.18 e apoios na extremidade.	104
Tabela 4.22- Comparação entre os resultados de Deslocamento Máximo obtido – Modelo ENF- coeficiente de atrito=0.18 e apoios na extremidade.	104
Tabela 4.23- Comparação entre os resultados de Força Máxima obtida – Modelo ENF- cota Z=4 mm; coeficiente de atrito=0.18.	105
Tabela 4.24- Comparação entre os resultados de Deslocamento Máximo obtido – Modelo ENF- cota Z=4 mm; coeficiente de atrito=0.18.	106
Tabela 4.25- Comparação entre os resultados de Força Máxima obtida – Modelo MMB.	120
Tabela 4.26- Comparação entre os resultados de Deslocamento Máximo obtido – Modelo MMB.....	121
Tabela 4.27- Propriedades mecânicas do adesivo: Adhesive 5M LETOXIT KFL (FONTE: http://www.5m.cz).	127
Tabela 4.28- Propriedades mecânicas do adesivo: LOCTITE Metalic Two-part Acrylic Bonding - H850 (FONTE: http://www.henkelna.com).	127
Tabela 4.29- Propriedades mecânicas das chapas metálicas.....	127
Tabela 4.30 - Valores das cotas da junta tipo 1 - modelo 1.....	128
Tabela 4.31 - Valores das cotas da junta tipo 1 - modelo 2.....	128
Tabela 4.32 - Valores das cotas da junta tipo 1 - modelo 3.....	128
Tabela 4.33 - Valores das cotas da junta tipo 2.	129
Tabela 4.34- Valores para as capacidades máximas obtidas para ambos os adesivos no tipo de junta 1 - modelo 1.....	135
Tabela 4.35- Valores para as capacidades máximas obtidas para ambos os adesivos no tipo de junta 1 - modelo 2.....	140
Tabela 4.36- Valores para as capacidades máximas obtidas para ambos os adesivos no tipo de junta 1 - modelo 3.....	145
Tabela 4.37- Valores para as capacidades máximas obtidas para ambos os adesivos no tipo de junta 2.	150
Tabela 4.38- Valores para as capacidades máximas obtidas para ambos os adesivos em todos os tipos de juntas.	153

Lista de Abreviaturas

DCB	Double Cantilever Beam
ENF	End –Notched Flexure
MZC	Modelos de Zona de Coesão
MEF	Método dos Elementos Finitos
MMB	Mixed Mode Bending
PRF	Polímeros Reforçados por Fibras
QUADSCRT	Quadratic Stress Criteria
RP	Reference Point
SDEG	Stiffness Degradation
UEL	User Element Subroutine

Capítulo 1

1 Introdução

1.1 Motivação e contextualização

Uniões de juntas de componentes mecânicos por meio de adesivos são alternativas que estão ocorrendo com maiores frequências em inúmeras aplicações estruturais. As características de tais uniões as tornam muito atrativas em indústrias como a aeronáutica, automotiva e de engenharia civil/mecânica. Ao se comparar este método com uniões convencionais por meio de componentes mecânicos (ex. parafusos, “clamps”, etc), nota-se que o adesivo possui a vantagem de gerar menos concentração de tensão, além de uma distribuição mais uniforme de cargas e uma melhor propriedade para a fadiga. A Figura 1.1 ilustra uma imagem de duas chapas unidas por meio de uma cola adesiva.



Figura 1.1 – Chapas unidas por cola adesiva, sendo submetidas a um ensaio de tração. (FONTE: <http://www.bluer.com/applications/adhesive> [2010])

A seguir, são listados os principais fatores positivos relativos a uma união por adesivo:

- Concentração de tensão – A união por meio de adesivos elimina a necessidade de furações em componentes estruturais, eliminando fatores de concentração de tensões.
- Área e Superfície – A área de distribuição de tensões é maior ao se utilizar adesivos.
- Uma junta unida por adesivo pode exercer função de vedação, além da função primária de união de componentes.
- Para uma produção em série, a utilização de adesivos para união de componentes significa economia significativa de gastos.
- Ao se comparar com o método de soldagem, não há problemas relacionados à alta temperatura (ex. patamares de tratamento térmico para alívio de tensões, etc.).
- Adesivos podem estar disponíveis para a união de uma grande variedade de tipos diferentes de materiais (intercambialidade).
- Ao se comparar com uniões parafusadas, as uniões por meio de adesivos eliminam a necessidade de furações excessivas no processo de fabricação, eliminando-se custo de usinagem e redução no tempo de fabricação.
- As tensões geradas em um adesivo são basicamente 100% geradas pelas condições de carregamento impostas (ex. não há tensão residual devido à solda).
- Para materiais diferentes dos metálicos (ex. madeira, poliméricos, etc.) o uso do adesivo é, muitas vezes, a única opção de utilização, sendo impossibilitado o uso de solda. O mesmo vale para materiais com dureza baixa, onde parafusos não podem ser utilizados, pois não é possível a aplicação de pré-carga.

Em seguida, também são listadas algumas limitações para o uso de adesivos:

- Alguns adesivos são vulneráveis ao ataque de produtos químicos/água.
- A preparação da superfície deve ser feita cuidadosamente.
- Alguns adesivos levam mais tempo para adquirir resistência mecânica.
- Muitos adesivos têm uma limitação quanto à temperatura e, principalmente, a incêndios.
- Muitos adesivos são tóxicos e necessitam cuidados extras ao serem aplicados.

Assim sendo, são apresentados os benefícios ao se utilizar adesivos para a união de componentes estruturais. Dentre estas vantagens, destaca-se principalmente a redução de custo de fabricação e também o tempo de processo de manufatura muito

menor, além da possibilidade de se trabalhar com uma gama maior de materiais diferentes. Obviamente, o tipo de aplicação do equipamento e o próprio meio onde o mesmo se encontra são determinantes no uso ou na impossibilidade da aplicação do adesivo, pois alguns fatores negativos foram apresentados também, como a sensibilidade à temperatura e a susceptibilidade à ataques químicos.

Dentre os componentes unidos por meio de adesivos encontram-se os materiais compostos. Um material típico de compósito reforçado por fibras consiste em múltiplas camadas (conhecidas também como laminados) de fibra/resina aderidas umas nas outras. Os materiais compostos, ou simplesmente compósitos, são elementos constituídos pelo mesmo ou diferente tipo de material, de forma natural (ex: madeira) ou concebido pela engenharia (chapas laminadas), sendo que muitas vezes as propriedades mecânicas e químicas entre estas camadas podem ser muito diferentes. As Figura 1.2 e Figura 1.3 apresentam exemplos de materiais compostos utilizados na indústria. Geralmente, uma camada age como o reforço de outra. A Figura 1.4 ilustra uma imagem de um concreto reforçado por meio de fibras sendo submetido a um teste laboratorial. Processos de falha nestes tipos de materiais são muito complexos, variando de rompimentos intralaminares (quando ocorre na própria camada do compósito, ou melhor, no laminado) para rompimentos interlaminares (quando ocorre entre as camadas de laminados, no meio adesivo), sendo este último conhecido como delaminação (BALZANI & WAGNER [2008]). Portanto, é de suma importância neste caso a utilização correta de equações para o dimensionamento de materiais deste tipo, pois, como citado, os mesmos são utilizados em uma gama imensa de aplicações de engenharia.

Dado o crescente uso de ligações adesivadas com importante responsabilidade estrutural, seja no caso de um material compósito ou dois componentes estruturais unidos por um adesivo (ex: cola, epoxy, etc), torna-se necessária a verificação cuidadosa de tais conexões. De acordo com Rudawska (2010), métodos analíticos de determinação de tensão em juntas conectadas por adesivos possuem várias considerações, estas, simplificadoras, que tornam seus resultados finais pouco confiáveis. Para se contornar tais dificuldades, o Método dos Elementos Finitos (MEF) se caracteriza como uma excelente ferramenta de análise computacional. Na atualidade, o uso de softwares que utilizam tal método pode ser observado em grande parte das empresas que trabalham com projetos de estruturas e equipamentos mecânicos. Outras áreas inovadoras, como a biomecânica, por exemplo, também tem feito uso intensivo de modelos computacionais baseados no MEF.

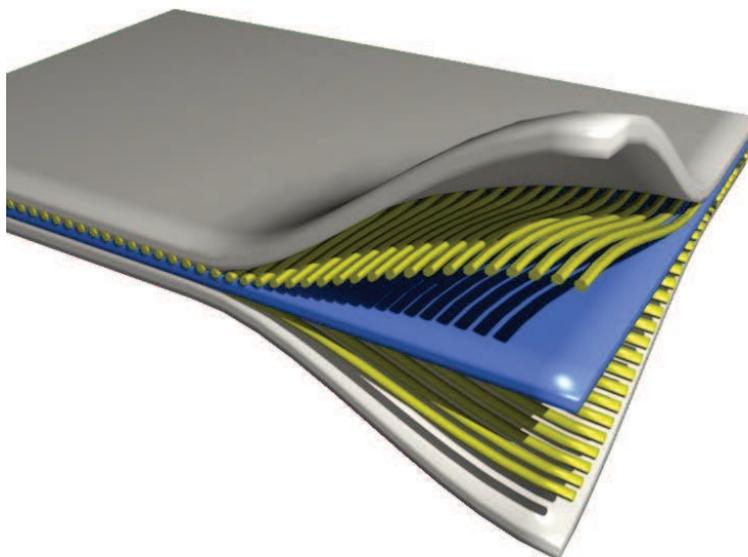


Figura 1.2- Materiais compósitos laminados utilizados na indústria aeroespacial.
(FONTE: <http://www.aerospace-technology.com/> [2013])

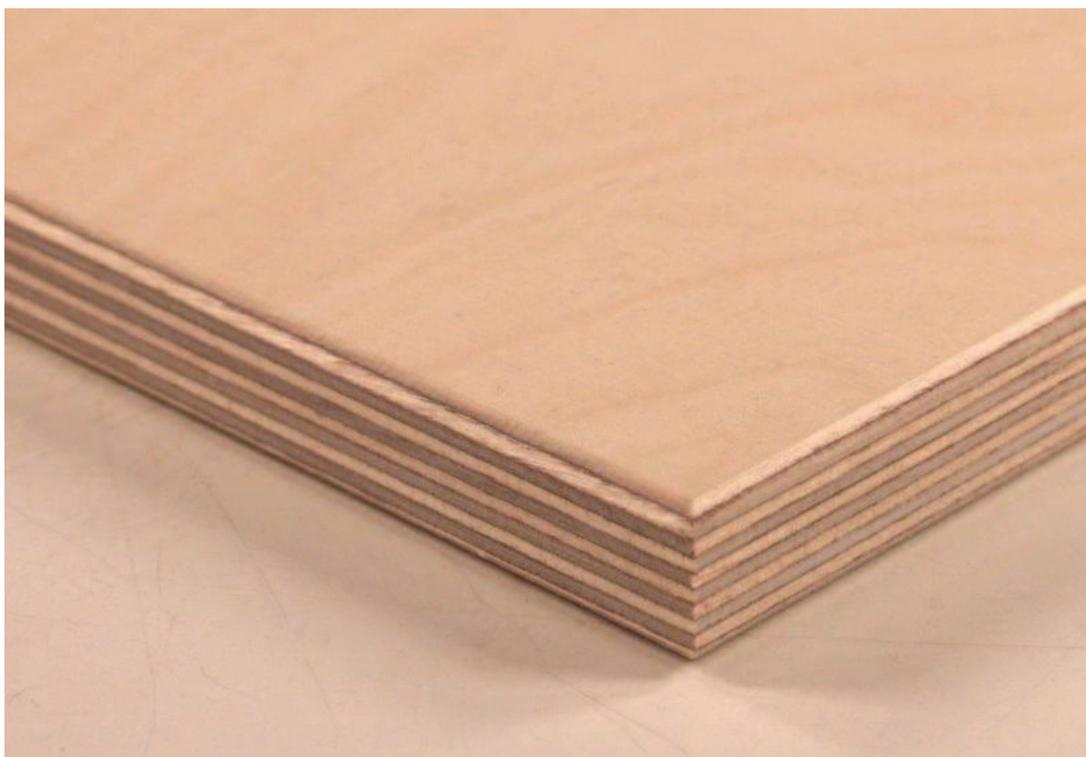


Figura 1.3- Materiais compósitos laminados – compensados de madeira.
(FONTE: <http://www.unitedplywood.in/plywood> [2012])

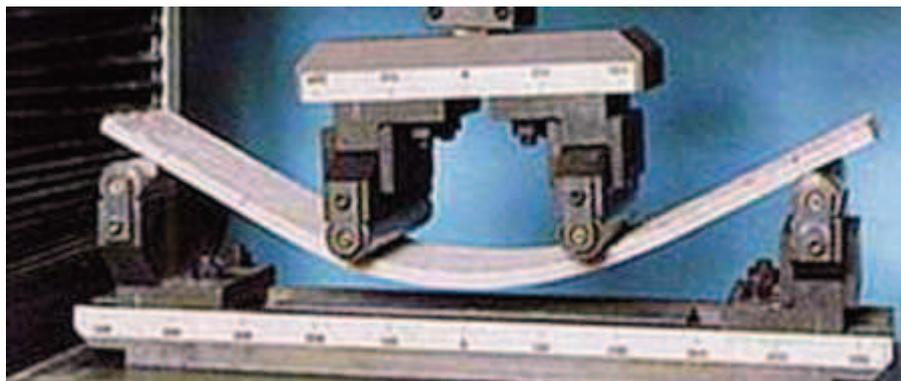


Figura 1.4- Concreto reforçado por fibras de carbono sendo submetido à teste de flexão. (FONTE: <http://www.futurefeeder.com/2005/05/engineered-cement-composites-bendable-concrete/> [2005])

A modelagem computacional de juntas adesivadas também apresenta algumas dificuldades, que são inerentes a este processo. Uma delas verifica-se quando uma fina camada de adesivo é aplicada na união de dois componentes, como por exemplo, duas chapas, e tais chapas apresentam uma espessura muito maior à da camada de adesivo (como ocorre em compósitos). Neste caso, distorções nos elementos são verificadas ao se gerar uma malha (discretização do contínuo), criando uma necessidade de um alto grau de refino desta malha na região em questão. Outro ponto importante a ser citado, é a questão do contato entre as faces “criadas” no momento em que a fissura (dano total, ou rompimento – observar Figura 1.5) ocorre em um elemento de coesão. Após a danificação total do material de adesão, ocorrida devido à aplicação de uma carga de tração, o próprio adesivo apresenta um comportamento em que as faces rompidas entram em contato após um descarregamento ou uma eventual carga de compressão. Assim, em alguns casos, também verifica-se a necessidade da utilização de uma formulação de contato nas equações constitutivas do elemento de interface.

Nos trabalhos de CAMANHO & D’ÁVILA (2002) e XU *et al.* (2012), para os elementos de interface aplica-se um modelo constitutivo denominado “traction-separation”. Em 1998, GEUBELLE & BAYLOR (1998) utilizam este modelo para simular a iniciação e propagação de fissuras em compósitos formados por chapas de espessura fina. Tal modelo é detalhado na seção 3.5.1.

Desta forma, o foco do trabalho é de se abordar uma metodologia de análise para juntas unidas por um meio adesivo, levando-se em conta os efeitos do dano nos elementos de interface.

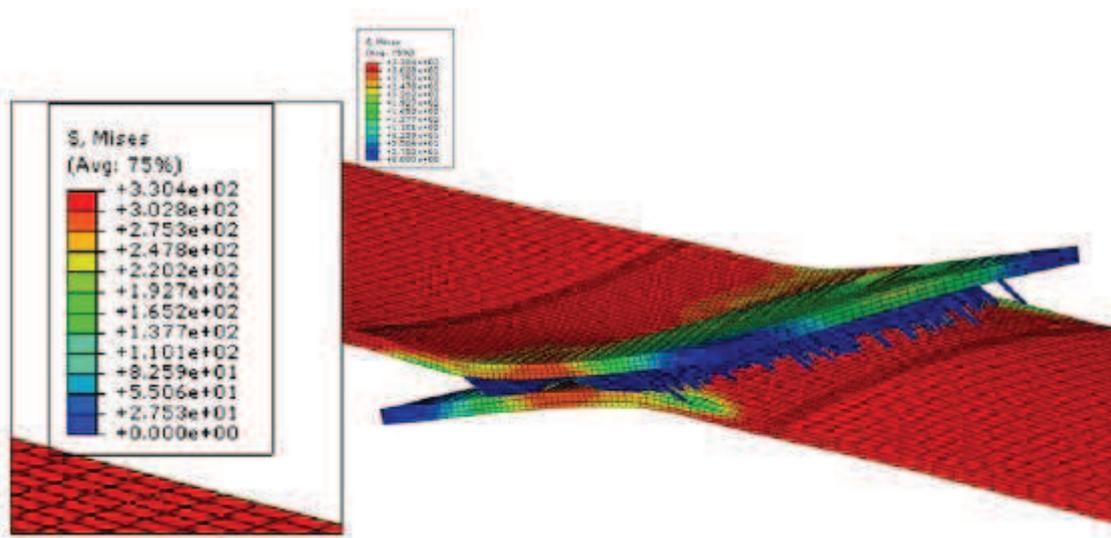


Figura 1.5- Momento em que ocorre a delaminação em uma chapa adesivada, durante análise de elementos finitos. (FONTE: RUDAWSKA [2010])

1.2 Objetivos

1.2.1 Objetivo Geral

O objetivo deste trabalho é a análise numérica para a verificação de capacidade de juntas adesivadas, levando-se em consideração o comportamento do dano nos elementos de interface.

1.2.2 Objetivos Específicos

Como objetivos específicos têm-se:

- Aplicar um modelo constitutivo de dano para representar o comportamento da interface.
- Verificar a influência da malha na resposta estrutural de componentes mecânicos, de dimensões muito superiores às da camada de adesivo.
- Estender o estudo ao caso de materiais compostos laminados, verificando os efeitos de delaminação.
- Comparar os resultados com aqueles encontrados na literatura, tanto de estudos numéricos como experimentais.
- Analisar e comparar as respostas entre diferentes configurações de juntas adesivadas em chapas metálicas (comprimento, espessura, tipo de adesivo, etc.).

- Verificar o comportamento das juntas para diferentes passos de carga.
- Verificar o efeito do tipo de junta na capacidade de carregamento do conjunto.

Não será considerado no trabalho:

- A implementação computacional de formulações de elementos finitos de interface.
- O efeito térmico sobre a junta adesivada.
- Os efeitos reológicos (deformação lenta, retração, etc.) do material de interface.
- A perda de rigidez da junta por efeitos dinâmicos ou ciclos sucessivos de carga.

1.3 Metodologia

Neste trabalho são desenvolvidos modelos de elementos finitos de juntas adesivadas através de software comercial. Como a espessura das juntas é muitas vezes inferior às peças adesivadas, são examinados os efeitos de distorções da malha na região da película adesiva. Modelos baseados na Mecânica do Dano são empregados para representar o comportamento da junta adesivada. Para representar o elemento de coesão (elemento de interface com propriedades de coesão) entre as peças, emprega-se o modelo constitutivo do tipo “traction-separation” (força de ruptura x valor de separação máximo) (CAMANHO & D’AVILA [2002], GEUBELLE & BAYLOR [1998]), que permite levar em consideração os efeitos de falha causados pela interação das forças normal e tangencial ao mesmo tempo. Para considerar o mecanismo de dano são adotados modelos que descrevem o início do dano e a evolução do mesmo até a perda total de rigidez do elemento (CAMANHO & D’AVILA [2002], GEUBELLE & BAYLOR [1998], RUDAWSKA [2010], XU & WEI [2012]). Os resultados obtidos numericamente são comparados com os encontrados em testes laboratoriais disponíveis na literatura.

Este trabalho está organizado em cinco capítulos, distribuídos da seguinte forma. No Capítulo 2, é feita uma breve revisão das noções básicas da Mecânica do Dano. No Capítulo 3, são estudados alguns dos primeiros elementos de interface desenvolvidos e apresentados na literatura, além do elemento adotado no presente trabalho. No Capítulo 4, são apresentadas as aplicações dos elementos de interface em análises numéricas. Por fim, no Capítulo 5 são apresentadas as conclusões finais.

1.4 Revisão Bibliográfica

Ao passar dos tempos, a evolução da tecnologia aplicada em projetos de engenharia vem crescendo exponencialmente, principalmente a partir do século passado. Esta evolução também vem acompanhada de uma grande necessidade em se criar componentes cada vez mais leves e, além de tudo, com baixos custos financeiros e com um menor tempo de manufatura, porém, sempre mantendo-se os requisitos de segurança necessários. A utilização de adesivos em estruturas apresenta estas grandes vantagens e sua aplicação já ocorre principalmente em projetos de naves aeroespaciais e também na indústria automotiva. A utilização de adesivos para unir juntas requer uma minuciosa análise estrutural, principalmente do ponto de vista de início e propagação do dano gerado em sua geometria, para que se tenha um conhecimento primeiramente de sua capacidade de carga e, também, para verificar se o seu comportamento é frágil ou dúctil na falha. Em compósitos laminados pode-se observar o mesmo fenômeno de dano, sendo que a delaminação é uma preocupação constante em aplicações com este tipo de material.

Muitas estruturas são feitas de matrizes de plástico com reforço de fibras unidirecionais, devido à sua alta rigidez e capacidade mecânica, aliado ao seu baixo peso apresentado. Processos de falha em materiais compósitos são muito complexos, podendo ocorrer de uma forma intralaminar (fratura da fibra em si) ou interlaminar, que é basicamente a delaminação em si (descolamento entre camadas). Uma vez que a delaminação ocorre, esta se torna extremamente perigosa, pois o composto pode perder significativamente sua capacidade de carga e uma falha do componente pode ocorrer repentinamente na maioria dos casos (BALZANI & WAGNER [2008]).

Em 1967, NGO E SCORDELIS utilizam-se das propriedades da região de interface entre dois materiais vizinhos (sejam eles quais forem) para analisar fissuras em vigas de concreto armado. A interação entre estas vizinhanças é de suma importância para a execução de planejamento para o projeto de estruturas de engenharia civil. Sendo assim, uma formulação é proposta por NGO & SCORDELIS (1967), e um elemento de interface é apresentado. GOODMAN *et al.* (1968) reforçam esta importância para modelos aplicados em escavações, e também propõem um elemento de interface que é empregado para análise de maciços rochosos. No ano de 1973, GHABOUSI *et al.*, impulsionados por trabalhos anteriores, propõem um elemento de espessura não nula para análises de descontinuidades representadas por ligações de rochas, falhas e interfaces. COUTINHO *et al.* (2003) descrevem um outro elemento de interface que baseia-se nas respostas normal e tangencial, estes

fornecidos pelos elementos de GOODMAN *et al.* (1968) e HERMANN (1978). No ano de 1992, SHARMA & DESAI desenvolvem um modelo para interfaces de fundações, mais especificamente para análises de escorregamentos do solo, onde também é levada em conta a altura e as propriedades físicas do elemento em si. Já em uma época mais recente, LÁZARO (2004) emprega em seu trabalho um elemento descrito por DESAI *et al.* (1984), sendo que tal elemento apresenta as vantagens de fácil implementação e versatilidade. DESAI *et al.* (1984) partem do princípio de que é possível a utilização de uma hipótese de estado plano de deformações e, portanto, uma análise bidimensional é realizada. LÁZARO (2004) utiliza-se de tal elemento para a verificação da interação entre dutos e solos. Nos trabalhos citados acima, percebe-se que o enfoque para cada elemento é principalmente para casos de aplicação civil e geotécnica, sendo que em todos os casos uma hipótese de estado plano de deformações é aplicada, além de que o método de avaliação de cada um desses elementos baseia-se na verificação dos deslocamentos relativos entre os nós sobrepostos, sem a introdução de um parâmetro que se mensure o dano na interface.

No ano de 1959, BARENBLATT descreve o primeiro modelo de zona de coesão (denominado aqui como MZC), sendo que seu desenvolvimento tinha como objetivo uma possível alternativa para o conceito de fratura em materiais frágeis. Zonas de coesão são todas as regiões onde duas superfícies são unidas por meio de um adesivo, seja ele qual for. Conforme citado no trabalho de CHANDRA *et al.* (2002), DUGDALE (1960) estendeu o conceito criado por BARENBLATT (1959) para materiais frágeis, criando a existência de uma zona de processamento no início da região fraturada. Estas considerações, feitas até então, geraram uma abundância de modelos para a fratura de metais, cerâmicas, polímeros e compósitos. CHANDRA *et al.* (2002) citam que, em 1987, NEEDLEMAN é um dos primeiros pesquisadores a utilizar tipos exponenciais e polinomiais de equações nas simulações de delaminação de interfaces. TVERGAARD & HUTCHINSON (1992) utilizaram uma forma trapezoidal de modelo “traction-separation” (ou tração-separação) para calcular a resistência de fissuras quando estas são submetidas a carregamentos externos. Em 1996, CAMACHO & ORTIZ empregam uma equação linear de tração-separação com uma adição de um critério de dano inserido em sua formulação, para a verificação de propagação de fissuras ao longo de caminhos arbitrários durante o impacto em materiais frágeis. GEUBELLE & BAYLOR (1998) empregam em seu trabalho um modelo bilinear no MZC para analisar a iniciação espontânea de fissuras e a sua propagação em placas compósitas consideradas de espessura fina, sendo estas submetidas a impactos de baixa velocidade. Para análises específicas de elementos de coesão onde a espessura do adesivo é considerada muito fina, BALZANI &

WAGNER (2008) descrevem uma formulação de um elemento sólido hexaedral de oito nós, utilizado principalmente para análises de delaminação em materiais compósitos. As propriedades constitutivas que regem o comportamento do dano inseridas neste elemento são baseados nas formulações descritas por CAMANHO & D'ÁVILA (2002). Em seu trabalho, CAMANHO & D'ÁVILA (2002) utilizam um modelo bilinear para a representação do dano em elementos de interface e demonstram as principais vantagens ao se utilizar o critério B-K (BENZEGGAGH & KENANE [1995]) quando se pretende analisar a evolução do dano quando o componente encontra-se sob a aplicação de diferentes tipos de carregamentos simultaneamente (“mixed-mode”). Os corpos de prova utilizados no trabalho de CAMANHO & D'ÁVILA (2002) analisam três tipos diferentes de carregamentos (modo I – abertura da interface na direção normal, modo II – deslizamento das interfaces [cisalhamento]; modo misto – modos I e II ocorrendo simultaneamente), sendo que o primeiro aparato de teste é denominado “Double Cantilever Beam Test” (Modo I - Teste da Viga em Balanço, denominado aqui de DCB – Figura 1.6), o segundo “End-Notched Flexure Test” (Modo II - Teste de Flexão com a Extremidade Engastada, aqui denominado como ENF – Figura 1.7) e o terceiro “Mixed-Mode Beding Test” (Modo misto - Teste de Flexão com Carregamentos mistos, aqui chamado de MMB – Figura 1.8). Os testes experimentais em corpos de prova desse tipo são, primeiramente, realizados por REEDER & CREWS (1990), e os valores resultantes são utilizados como parâmetros de referência por CAMANHO & D'ÁVILA (2002), ao se comparar com os valores obtidos por métodos numéricos em um software de elementos finitos.

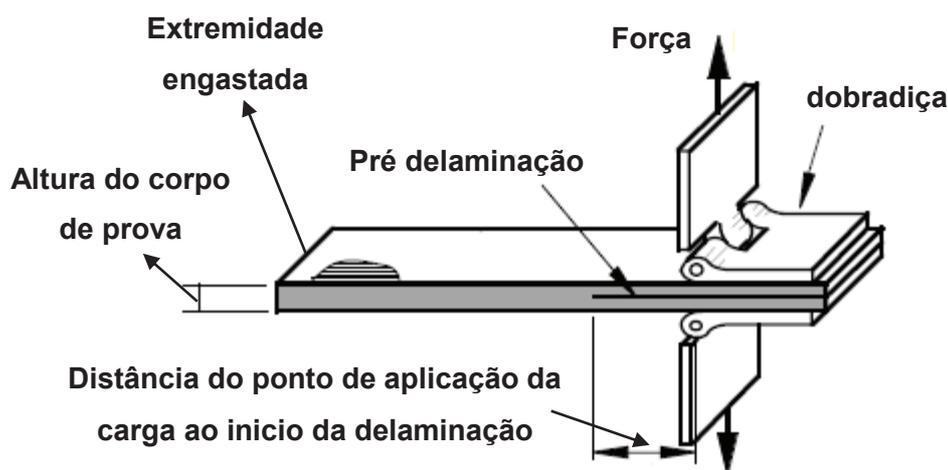


Figura 1.6- Aparato de teste DCB (FONTE: REEDER *et al.* [2004]).

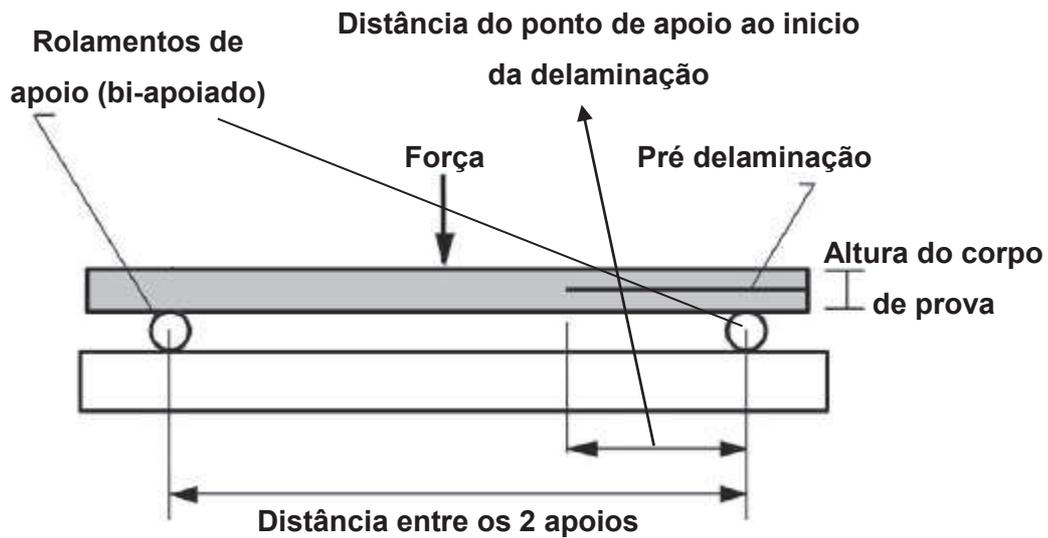


Figura 1.7- Aparato de teste ENF (FONTE: REEDER *et al.* [2004]).

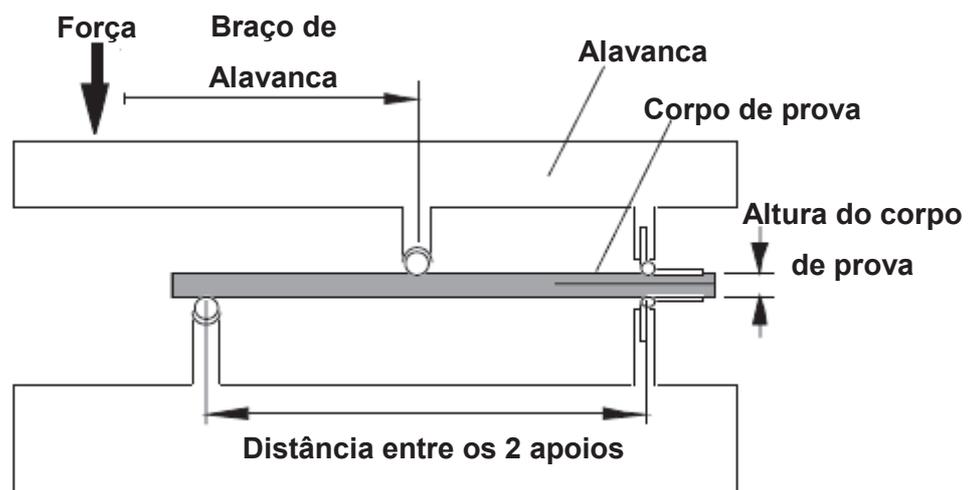


Figura 1.8- Aparato de teste MMB (FONTE: REEDER *et al.* [2004]).

Portanto, um resumo das principais referências utilizadas no trabalho foi apresentado, citando também quais são os aparatos de teste para os Modos I, II e modo misto de falha em materiais compósitos. No capítulo a seguir, uma abordagem inicial ao tema de dano é apresentada, com a finalidade de apresentar as definições teóricas do dano, e também algumas de suas características constitutivas.

Capítulo 2

2 Conceitos da Mecânica do Dano

A resistência da ligação de peças através de juntas adesivadas depende principalmente do comportamento do material de interface. A literatura mostra que, com o aumento dos carregamentos, há uma tendência de danificação do material adesivo, podendo comprometer a resistência e a integridade da ligação. Nesse sentido, é importante rever alguns conceitos da Mecânica do Dano, para levar em consideração o efeito da perda de rigidez da interface e redução da resistência residual da junta adesivada.

De acordo com LEMAITRE & DESMORAT (2005), o dano sempre é relacionado à plasticidade ou deformações irreversíveis e, mais geralmente, também a uma dissipação da deformação, seja na mesoescala (escala do EVR – Elemento de Volume Representativo), ou seja, na microescala (escala das descontinuidades).

Na mesoescala, três tipos de danos podem ocorrer. O primeiro, o dano dúctil, ocorre quando há nucleação e aumento de cavidades em uma mesoescala de deformações plásticas submetidas a um carregamento estático. O segundo, o “creep-damage”, é o que ocorre em altas temperaturas. E por último, o terceiro tipo se enquadra nos danos causados por fadiga, ou seja, quando há carregamentos repetitivos de alta magnitude.

Para todos os casos citados anteriormente, os volumes dos defeitos são na realidade microcavidades ou microfalhas.

No trabalho elaborado por PROENÇA (2000), cita-se que a resposta não linear dos sólidos é uma manifestação de processos irreversíveis que ocorrem na sua microestrutura, reforçando a afirmação de LEMAITRE & DESMORAT (2005). Tais processos irreversíveis podem ser citados como: escorregamentos relativos entre cristais, perdas de coesão em planos de clivagem ou contornos de grãos, mudanças de porosidade, mudança de fase, difusão de elementos químicos e etc. Grande parte destes processos tem origem em microdefeitos no componente, ou até mesmo micro vazios. Tais microdefeitos constituem o dano inicial do material.

Sob a solicitação de cargas externas, mesmo que a resposta do material mantenha-se dentro do limite elástico, o dano inicial pode evoluir em função de rupturas na interface dos componentes, ou pelo rompimento entre as ligações de átomos do elemento. Este processo de evolução do dano inicial acaba influenciando as propriedades elásticas do material, ou seja, há uma redução de resistência e de rigidez. Partindo-se para um estágio mais avançado de carregamento, a danificação leva ao crescimento demasiado das microfissuras, criando desta forma uma deformação permanente (delaminação) (PROENÇA [2000]).

O processo da mecânica do dano leva em conta os efeitos de degradação de sólidos submetidos à carregamentos externos, ou até mesmo, por ações de natureza não mecânica, reduzindo desta forma as propriedades de rigidez do material. Assim, é importante citar a diferença entre a Mecânica do Dano e a Mecânica da Fratura.

Segundo PROENÇA (2000), a mecânica da fratura analisa a propagação de uma fissura macroscópica imersa num meio contínuo íntegro. Já a mecânica do dano analisa o processo de microfissuração distribuída que se forma numa etapa preliminar à da formação de uma fissura propriamente dita. A Figura 2.1 demonstra a transição entre o processo de dano e fratura.

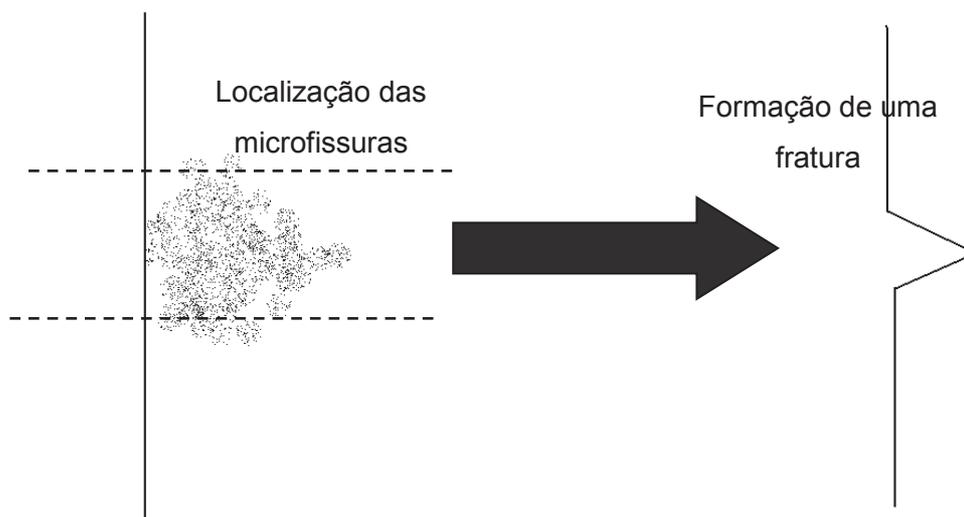


Figura 2.1- Processo de transição entre Dano e Fratura em um material. (FONTE: PROENÇA [2000]).

A Figura 2.2 demonstra a definição do Elemento de Volume Representativo. O termo δA refere-se à área total de uma seção genérica, e δA_d à área danificada da mesma seção.

Segundo definição de LEMAITRE & DESMORAT (2005), PROENÇA (2000) e KATTAN & VOYIADJIS (2002), define-se o dano pela seguinte relação (equação 2.1):

$$d = \frac{\delta A_d}{\delta A} \quad (2.1)$$

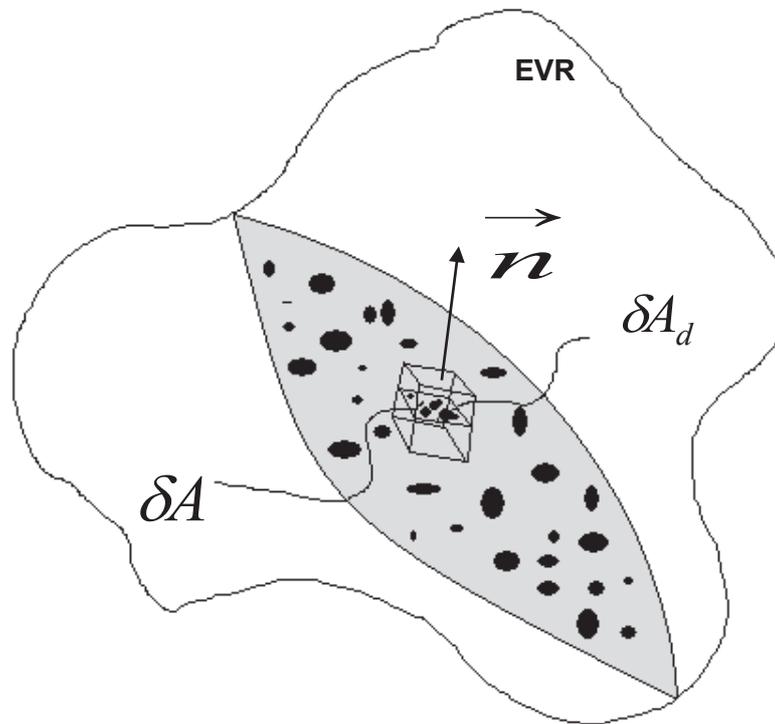


Figura 2.2- Representação de um Elemento de Volume Representativo.

Portanto, percebe-se que o intervalo de valores possíveis para d varia entre 0 a 1, sendo que $d=0$ corresponde ao material ainda 100% íntegro e $d=1$ refere-se ao momento em que se atinge um estado de dano completo. Desta forma, a seção resistente δA_R pode ser descrita em função da variável de dano:

$$\delta A_R = \delta A - \delta A_d = \delta A(1 - d) \quad (2.2)$$

Assim, a tensão efetiva em um caso de dano em material isotrópico é definida por:

$$\tilde{\sigma} = \frac{\sigma}{1-d}, \quad \tilde{\sigma}_{ij} = \frac{\sigma_{ij}}{1-d} \quad (2.3)$$

De acordo com LEMAITRE & DESMORAT (2005), os efeitos do dano no material são os seguintes:

- Redução do modo de elasticidade;
- Redução da tensão de escoamento antes ou depois do encruamento;
- Redução da rigidez;
- Diminuição da densidade.

A seguir, seguindo a linha de raciocínio de PROENÇA (2000), considerando Δl como a variação do comprimento inicial l_0 , e Δd como a soma das descontinuidades internas (ver Figura 2.3), define-se a deformação efetiva como:

$$\tilde{\varepsilon} = \frac{\Delta l - \Delta d}{l_0} \quad (2.4)$$

Sendo assim, uma segunda definição para a variável de dano pode ser descrita como:

$$d = \frac{\Delta d}{\Delta l} \quad (2.5)$$

Com a nova variável de dano especificada, as medidas nominais e efetivas de deformação podem ser relacionadas por:

$$\tilde{\varepsilon} = (1 - d)\varepsilon \quad (2.6)$$

Portanto, conclui-se que a quantificação do dano é o quociente entre os valores íntegros e danificados, tanto da área analisada quanto da deformação. Fica claro que quando o valor de d atinge o valor de 1, o dano é completo e o material já não oferece nenhuma resistência mecânica, ou seja, sua rigidez é completamente removida. Ao se trabalhar com geometrias mais complexas, a obtenção e a quantificação destes parâmetros (deslocamentos, área efetiva, área danificada, etc) e, conseqüentemente, verificar o início e a propagação do dano, torna-se uma tarefa mais complexa. Por este motivo, a partir de meados do século XX, vários tipos de elementos finitos de interface foram formulados e encontram-se disponíveis na literatura (são utilizados em análises).

Valendo-se da equação 2.3, em um estado uniaxial de tensões a mesma pode tomar a seguinte forma:

$$\tilde{\sigma} = \frac{\sigma}{1-d} \longrightarrow \tilde{\sigma} = (1-d)E\varepsilon \quad (2.7)$$

Nesta forma, o módulo secante de rigidez elástica para um meio contínuo quando o mesmo está danificado, neste caso denominado de \tilde{E} , pode ser obtido por:

$$\tilde{E} = (1-d)E \quad (2.8)$$

Pela equação 2.8, pode-se relacionar o parâmetro de dano à rigidez do material em si. Portanto, o valor de d pode ser dado como:

$$d = 1 - \left(\frac{\tilde{E}}{E}\right) \quad (2.9)$$

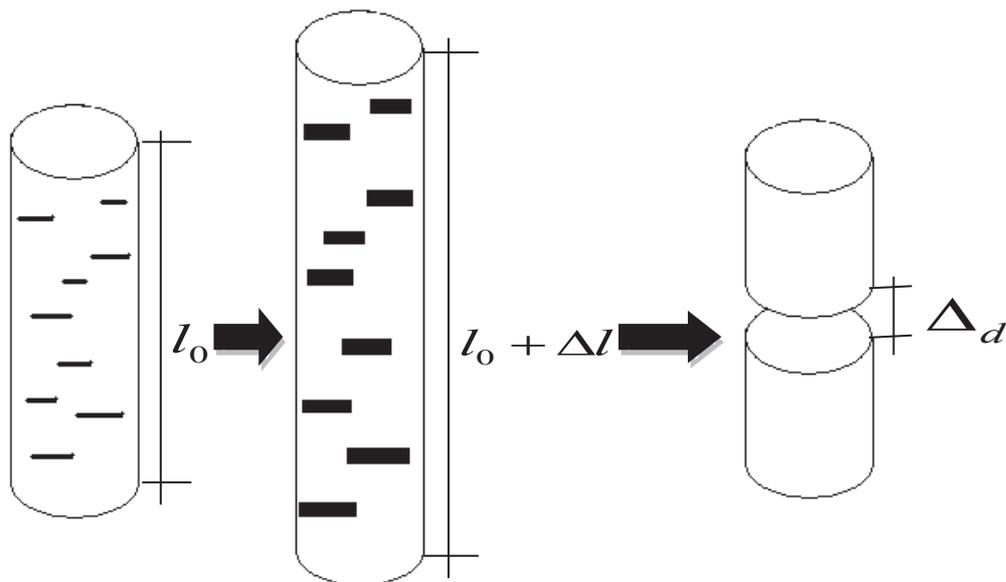


Figura 2.3- Incremento no comprimento total devido à abertura dos microdefeitos.

Assim sendo, as noções básicas do dano em um componente são apresentadas. Em resumo, pode-se dizer que o dano é a perda de rigidez de uma estrutura qualquer em função da perda efetiva de área para a distribuição da força aplicada. Dessa forma, é possível de se apresentar na sequência uma compilação das formulações utilizadas na representação de vários tipos de interfaces, sendo que a maior ênfase, neste caso, é dada aos elementos finitos utilizados na caracterização de MZC.

Capítulo 3

3 Elementos Finitos – elementos de interface

Nas análises estruturais de componentes onde há interação mútua entre dois corpos diferentes, a consideração da região de interface é de suma importância para uma correta avaliação das tensões e deformações que ocorrem nesta região. Muitos dos elementos de interface provêm de estudos realizados para a engenharia civil, onde se avalia a interação entre solo/viga, concreto/viga (barra(s) de aço inseridas no concreto) ou concreto e solo, etc. Tais elementos são, em praticamente 100% dos casos, utilizados onde uma aproximação bidimensional pode ser empregada (estado plano de deformações). Porém, muitos elementos de interface permitem que sua formulação seja utilizada para a análise de materiais com funcionalidade de adesão, ou seja, de colas ou adesivos. Estes tipos de adesões são caracterizados como Modelos de Zona de Coesão (MZC), e suas principais diferenças são a introdução dos parâmetros do dano em sua constituição, e a possibilidade de se trabalhar com modelos tridimensionais. A seguir, são apresentados alguns elementos de interface encontrados na literatura, sendo todos discutidos detalhadamente, principalmente o elemento empregado neste trabalho.

3.1 Formulação do Elemento de Interface - NGO & SCORDELIS (1967)

Conforme citado por LÁZARO (2004), no trabalho desenvolvido por NGO & SCORDELIS (1967), um elemento finito é criado para seu emprego em análises de vigas de concreto armado. Nas análises realizadas, considera-se a viga tridimensional, composta pelo concreto e pelo aço. A inserção destes elementos é feita para se reproduzir o padrão das fissuras encontradas no concreto, sendo que com o aumento do carregamento o padrão do sistema estrutural é alterado continuamente. Para a análise de elementos finitos, a viga é discretizada em elementos triangulares e elementos de interface, que são representados por meio de um conjunto de molas lineares ortogonais. A Figura 3.1 apresenta a viga modelada via o método dos elementos finitos, sendo que os elementos descritos aqui são estrategicamente posicionados nos nós onde pode haver uma fissura.

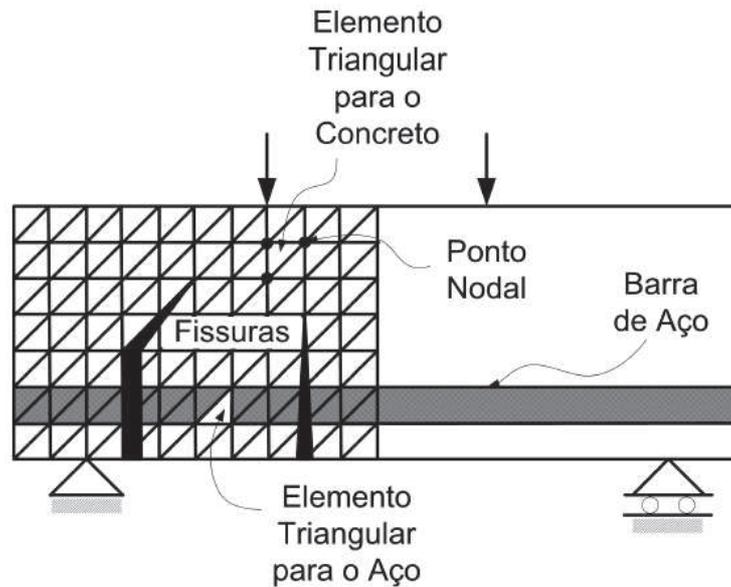


Figura 3.1- Elemento de interface para viga (FONTE: LAZARO [2004]).

O elemento proposto por NGO & SCORDELIS (1967) une-se aos elementos triangulares por molas conectadas entre os nós 1 e 2 (Figura 3.2), sendo que o mesmo encontra-se orientado em relação ao sistema global através de um ângulo ψ , e seus deslocamentos são descritos por u_i^k . As deformações ε neste caso são descritas de acordo com a equação 3.1. Nesta equação percebe-se que o vetor de deslocamento u_i^k é considerado igual ao vetor de deformações ε , significando que NGO & SCORDELIS (1967) provavelmente consideram uma dimensão unitária para a espessura do elemento.

$$\varepsilon = \begin{Bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} -\cos\psi & -\sin\psi & \cos\psi & \sin\psi \\ \sin\psi & -\cos\psi & -\sin\psi & \cos\psi \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} u_1^1 \\ u_2^1 \\ u_1^2 \\ u_2^2 \end{Bmatrix} \quad (3.1)$$

Já o tensor de tensões σ é determinado por meio da relação constitutiva C , e suas componentes horizontais e verticais são C_{1111} e C_{2222} respectivamente, resultando na equação 3.2.

$$\sigma = \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{1111} & 0 \\ 0 & C_{2222} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \end{Bmatrix} \quad (3.2)$$

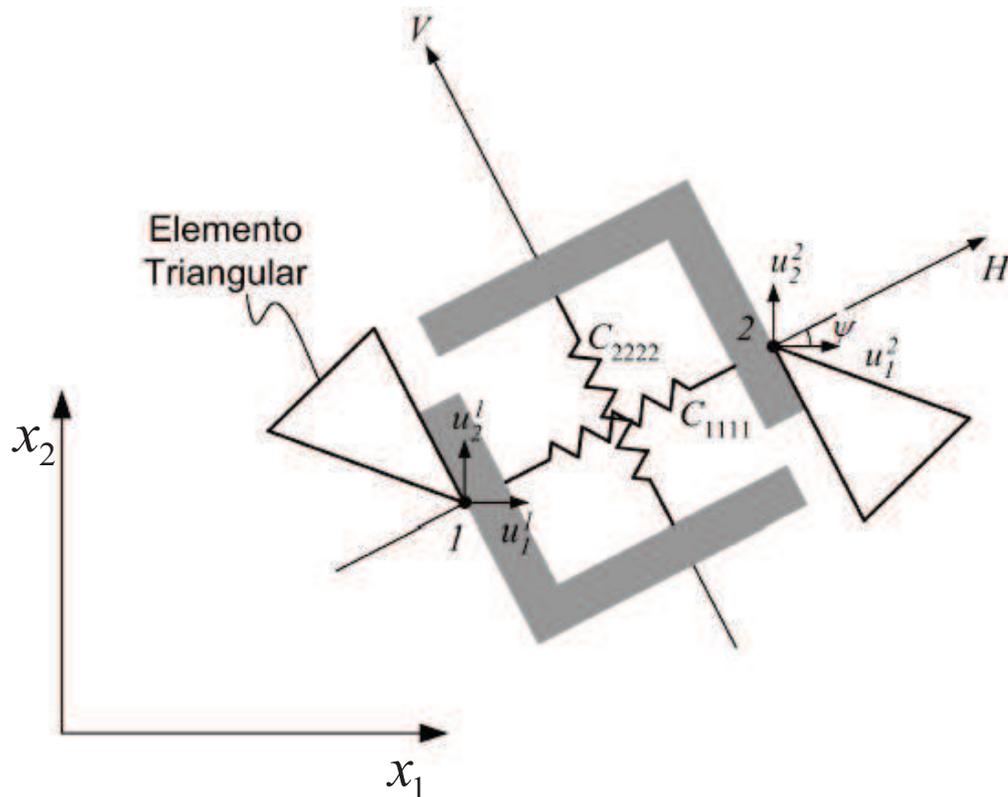


Figura 3.2- Elemento de interface de NGO & SCORDELIS (FONTE: LAZARO [2004]).

A maior vantagem deste elemento é o fato de possuir espessura nula, pois quando da sua substituição na malha não ocorrem alterações nos outros elementos. Por outro lado, há uma necessidade de emprego de um grande número destes elementos para se representar os efeitos desejados, ou um prévio conhecimento das regiões mais solicitadas do componente em análise para que seja possível o surgimento dos modos de deslocamento (LÁZARO [2004]).

3.2 Formulação do Elemento de Interface - GOODMAN *et al.* (1968)

Conforme citado no trabalho de KALIAKIN & LI (1995), nesta formulação, GOODMAN *et al.* (1968) propõem um elemento de interface para análise de maciços rochosos. Tal elemento possui quatro nós (2 graus de liberdade cada nó), e baseia-se no deslocamento relativo entre os nós que encontram-se opostos entre si. A Figura 3.3 ilustra o elemento.

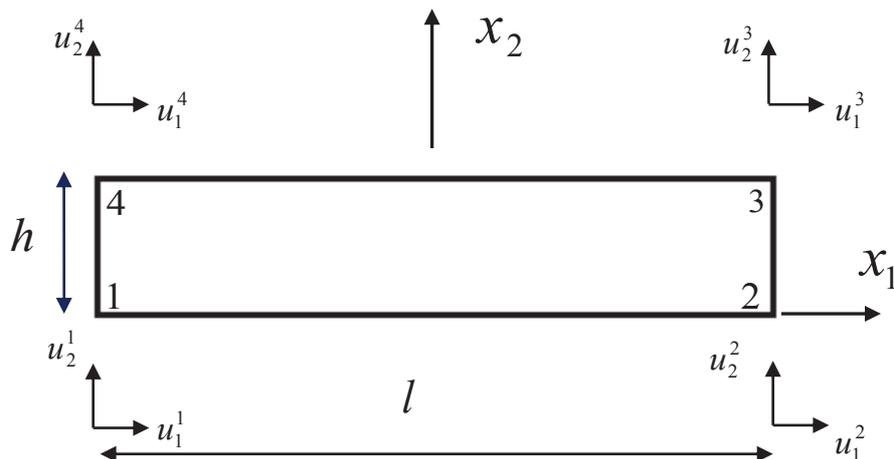


Figura 3.3- Elemento de interface de GOODMAN et al. (1968). (FONTE: KALIAKIN [1995]).

Os deslocamentos nas interfaces superior e inferior são obtidos de acordo com a equação (3.3). Já as funções de forma são dadas pela equação (3.4), onde x_1 representa a distância da posição nodal neste mesmo eixo.

$$\begin{aligned}
 u_{1 \text{ acima}} &= N_1 u_1^4 + N_2 u_1^3 \\
 u_{2 \text{ acima}} &= N_1 u_2^4 + N_2 u_2^3 \\
 u_{1 \text{ abaixo}} &= N_1 u_1^1 + N_2 u_1^2 \\
 u_{2 \text{ abaixo}} &= N_1 u_2^1 + N_2 u_2^2
 \end{aligned} \tag{3.3}$$

$$N_1 = \frac{l}{2} \left(1 - \frac{2x_1}{l} \right), \quad N_2 = \frac{l}{2} \left(1 + \frac{2x_1}{l} \right) \tag{3.4}$$

Neste caso, as deformações e tensões são avaliadas na direção transversal (x_2) e também um deslizamento no plano $x_2 - x_1$, caracterizando neste último o cisalhamento. Portanto, as deformações podem ser descritas pela equação (3.5), e as tensões são obtidas pela equação (3.6). C_{2222} e C_{1212} são as propriedades constitutivas do material nas direções tangencial e normal respectivamente.

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \begin{Bmatrix} \varepsilon_{22} \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} = \frac{l}{h} \begin{Bmatrix} u_{2 \text{ acima}} - u_{2 \text{ abaixo}} \\ u_{1 \text{ acima}} - u_{1 \text{ abaixo}} \end{Bmatrix} \tag{3.5}$$

$$\sigma = \begin{Bmatrix} \sigma_{22} \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{2222} & 0 \\ 0 & C_{1212} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_{22} \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} \quad (3.6)$$

De acordo com LÁZARO (2004), este elemento de interface apresenta-se melhor que o elemento proposto por NGO & SCORDELIS (1967) pelo fato de ter seus deslocamentos interpolados linearmente, e pelos mesmos não serem constantes. Segundo COUTINHO *et al.* (2003), geralmente a espessura de tal elemento é considerada como zero e para as propriedades constitutivas C são atribuídos valores extremamente altos.

3.3 Formulação do Elemento de Interface - GHABOUSI *et al.* (1973)

Conforme citado no trabalho de LÁZARO (2004), GHABOUSI *et al.* (1973) propõem um elemento de espessura não nula para representar ligações entre rochas, sendo que tal elemento utiliza os deslocamentos relativos como os graus de liberdade independentes. Como se pode observar na Figura 3.4, os graus de liberdade da face (do elemento superior) que se encontra em contato com o elemento de interface correspondem aos deslocamentos relativos entre os dois lados da superfície.

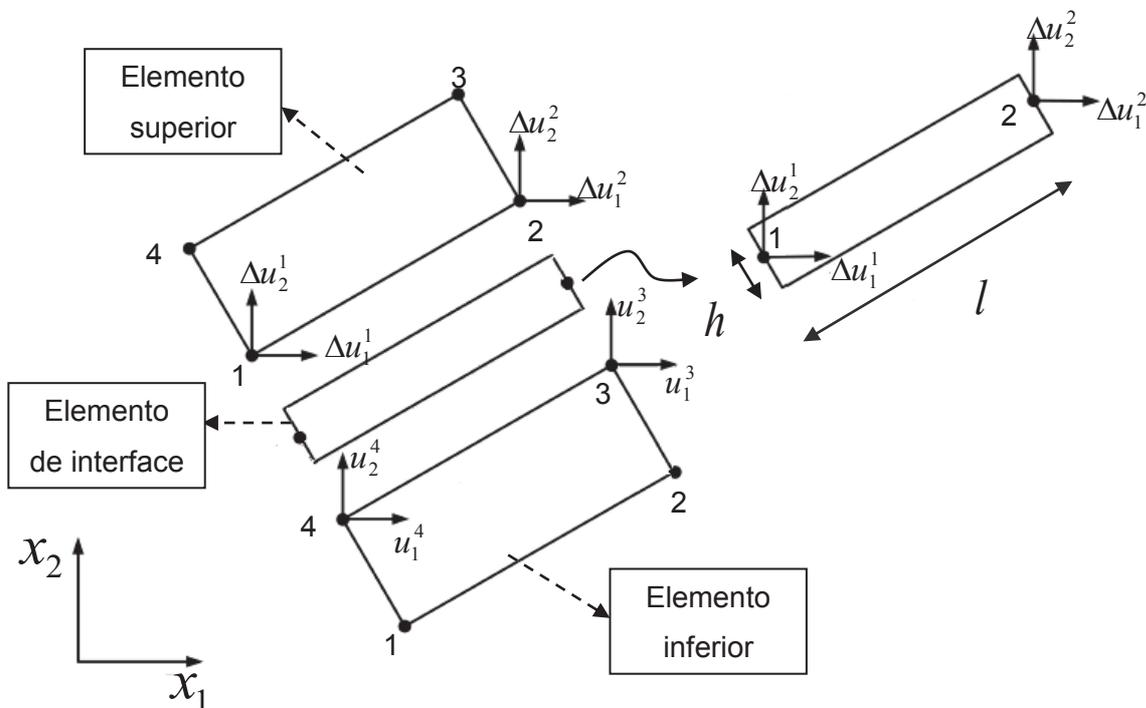


Figura 3.4- Elemento de interface de GHABOUSI *et al.* (1973). (FONTE: LÁZARO [2004]).

As relações de deslocamento do elemento de ligação são dadas pela equação 3.7 (considera-se que o elemento de interface é constituído por 2 nós), onde os índices *abaixo* e *acima* são designados para os elementos inferior e superior, respectivamente, em relação às faces que se encontram em contato com o elemento de interface. Δu_i^k é o deslocamento relativo do nó k na direção x_i .

$$\begin{aligned} u_{1acima}^1 &= u_{1abaixo}^4 + \Delta u_{1interface}^1 \\ u_{2acima}^1 &= u_{2abaixo}^4 + \Delta u_{2interface}^1 \\ u_{1acima}^2 &= u_{1abaixo}^3 + \Delta u_{1interface}^2 \\ u_{2acima}^2 &= u_{2abaixo}^3 + \Delta u_{2interface}^2 \end{aligned} \quad (3.7)$$

Neste caso, ocorre uma transformação nos graus de liberdade do elemento superior, sendo que os do elemento inferior são mantidos os mesmos. As funções de forma são designadas por N_1 e N_2 e são obtidas pela equação (3.4). Os deslocamentos relativos variam linearmente no elemento, e são obtidos pela equação (3.8). Δu_i é o deslocamento relativo na direção x_i .

$$\begin{aligned} \Delta u_1 &= N_1 \Delta u_1^1 + N_2 \Delta u_1^2 \\ \Delta u_2 &= N_1 \Delta u_2^1 + N_2 \Delta u_2^2 \end{aligned} \quad (3.8)$$

O vetor de tensão neste caso é obtido pela seguinte equação (3.9).

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{22} \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{2222} & 0 \\ 0 & C_{1212} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{2222} & 0 \\ 0 & C_{1212} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \frac{\Delta u_1}{h} \\ \frac{\Delta u_2}{h} \end{Bmatrix} \quad (3.9)$$

Portanto, a formulação do elemento dado por GHABOUSI *et al.* (1973) é descrito. GHABOUSI *et al.* (1973) empregam um modelo elástico, perfeitamente plástico, para tal elemento em análises de fundações com formatos circulares e também em problemas de cunha, desenvolvendo assim uma formulação para um elemento de interface com simetria axial. A seguir, é apresentado o elemento de interface de COUTINHO *et al.* (2003).

3.4 Formulação do Elemento de Interface - COUTINHO *et al.* (2003)

Este elemento de interface trata-se de uma extensão do elemento proposto por HERMANN (1978), sendo que a diferença é a adição de uma mola central (Figura 3.5).

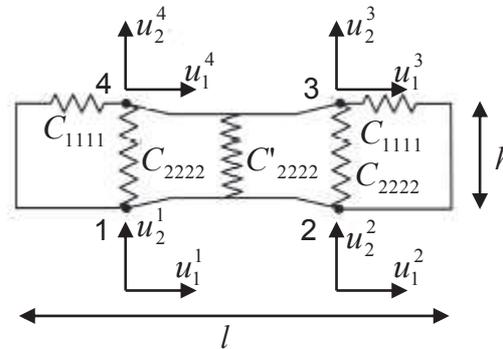


Figura 3.5- Elemento de Interface de COUTINHO *et al.* (2003). (FONTE: COUTINHO *et al.* [2003]).

Em termos de estrutura (geometria e graus de liberdade), o elemento de COUTINHO *et al.*(2003) é similar ao elemento de interface proposto por HERMANN *et al.* (1968). Porém, a diferença é a utilização de molas que conectam as faces superior e inferior. No elemento de GOODMAN *et al.* (1968), a relação constitutiva da rigidez dos conjuntos de mola (C_{1111} e C_{2222}) é a mesma apresentada na equação (3.2). Porém, como neste caso há o acréscimo de mais uma mola central, obtém-se a relação constitutiva pela equação (3.10).

$$C = \begin{bmatrix} C_{1111} & 0 \\ 0 & C_{2222} + \frac{C'_{2222}}{2} \end{bmatrix} \quad (3.10)$$

O vetor de tensão neste elemento é obtido pela equação (3.11).

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{1111} & 0 \\ 0 & C_{2222} + \frac{C'_{2222}}{2} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \frac{(u_1^4 + u_1^3 - u_1^1 - u_1^2)}{l} \\ \frac{(u_2^4 + u_2^3 - u_2^1 - u_2^2)}{l} \end{Bmatrix} \quad (3.11)$$

O elemento proposto por HERMANN (1968) é criado para que seja possível a admissão de escorregamento e perda de contato nas análises. O elemento de

COUTINHO *et al.* (2003) apresenta a mesma resposta horizontal, comparando-se ao elemento de HERMANN (1968), e sua configuração de deformações verticais é a mesma que as obtidas pelo elemento de GOODMAN *et al.* (1968), sendo que neste caso tal resposta depende muito da calibração das propriedades das molas utilizadas.

Deve-se enfatizar que, nos elementos citados acima, todas as aplicações são apenas para casos bidimensionais. Para elementos de interface que são utilizados para coesão, onde ocorre em muitos casos um estado tridimensional de deformações, torna-se necessária uma caracterização do dano existente no elemento de adesão e uma modelagem tridimensional, para uma correta análise do momento em que se inicia o processo de degradação da rigidez destas interfaces de coesão. Os Modelos de Zona de Coesão (MZC) são desenvolvidos exclusivamente para a aplicação em regiões que são unidas por meio de um adesivo (cola, resina, etc), sendo para união estrutural de componentes ou também para as uniões interlaminares de fibras em materiais compostos laminados, e tais modelos são abordados na seção a seguir.

3.5 Modelos de Zona de Coesão – MZC

Regiões de interface têm sido modeladas de várias formas ao longo da história recente (a partir de meados do século XX), seja considerando-se uma região contínua com propriedades de degradação, superfícies com uma espessura fina separada por molas, ou por zonas de coesão com relações específicas de tração-separação. A melhor forma de caracterização desta interface é a utilização de uma aproximação da mecânica do contínuo ao invés de se utilizar de formas simplificadoras de análises, como a utilização de molas em formulações de elementos finitos (CHANDRA *et al.* [2002]). Recentemente, a utilização de MZC vem sendo amplamente utilizada quando se deseja descrever a iniciação do dano e sua propagação em vários tipos diferentes de materiais. A utilização de MZC na modelagem de interfaces apresenta vantagens distintas comparando-se com outros métodos, sendo que esta se baseia em aproximações micro-mecânicas (CHANDRA *et al.* [2002]).

O primeiro MZC foi desenvolvido por BARENBLATT (1959), como alternativa ao conceito de mecânica do dano em materiais frágeis. De acordo com CHANDRA *et al.* (2002), DUGDALE (1960) estendeu o conceito criado por BARENBLATT (1959) para materiais que são perfeitamente plásticos, ao reivindicar a existência de uma zona de plastificação no início da fissura existente. Ainda de acordo com CHANDRA (2002), NEEDLEMAN (1987) foi o primeiro pesquisador a utilizar

funções polinomiais e exponenciais em equações para análises de interfaces para simular a delaminação em materiais metálicos.

TVERGAARD & HUTCHINSON (1992) analisam o crescimento de fissuras existentes e a correspondente resistência do elemento de coesão na região fissurada. Uma forma trapezoidal foi utilizada por TVERGAARD & HUTCHINSON (1992) para descrever o dano na interface e, desta forma, obter a resistência da fissura à sua propagação. A Figura 3.6 mostra o modelo trapezoidal, onde σ_n^0 é a tensão máxima de pico, u_{n1}^0 e u_{n2}^0 (deslocamento onde se inicia o dano e deslocamento onde a rigidez começa a decrescer nos incrementos seguintes, respectivamente) são parâmetros que governam o formato do gráfico e u_n^f é o deslocamento crítico do elemento. O termo σ_n é referente à tensão na direção normal e u_n , conseqüentemente, refere-se aos deslocamentos na mesma direção. Basicamente, o comportamento deste modelo é a aplicação de um deslocamento u_{n1}^0 onde uma tensão máxima de pico σ_n^0 é atingida. Após isto, há um intervalo de deslocamento entre u_{n1}^0 e u_{n2}^0 onde a tensão permanece constante e não há perda de rigidez da interface. Ao se atingir u_{n2}^0 , qualquer incremento adicional de deslocamento promove o início da perda de rigidez do material até se atingir o valor de u_n^f , que representa o deslocamento final onde a interface encontra-se totalmente danificada (perda total de rigidez).

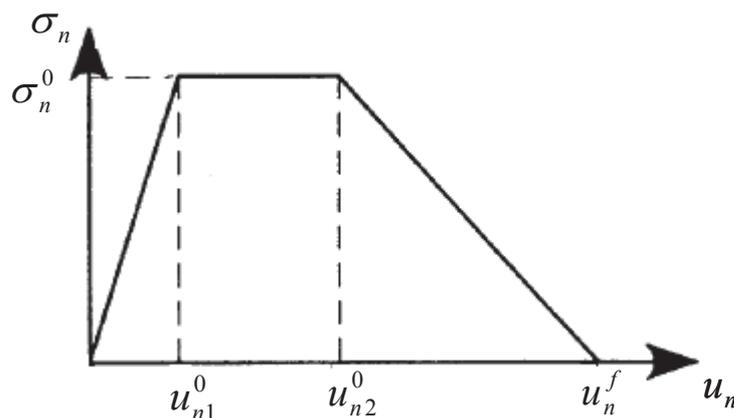


Figura 3.6- Comportamento do MZC descrito por TVERGAARD & HUTCHINSON (1992). (FONTE: CHANDRA *et al.* (2002))

CAMACHO & ORTIZ (1996) descrevem em seu trabalho um elemento finito Lagrangiano para analisar fratura e fragmentação em materiais frágeis. Em sua pesquisa, CAMACHO & ORTIZ (1996) criam um modelo onde aplicam uma lei coesiva para propagar múltiplas fissuras em direções arbitrárias, e realizam uma análise de impacto de projéteis de aço em chapas de alumínio. A Figura 3.7 ilustra o modelo utilizado por CAMACHO & ORTIZ (1996) para descrever o MZC, onde σ_n^0 e τ_S^0 são, respectivamente, a tensão normal e de cisalhamento no início da fratura, u_n^f e u_S^f são, respectivamente, os deslocamentos críticos normais e cisalhantes. Observando este gráfico (Figura 3.7) nota-se que, após se atingir o valor de σ_n^0 a propriedade elástica do elemento de coesão se altera e sua rigidez começa a decair. Isto fica mais claro ao se observar que neste momento o deslocamento u_n continua a aumentar, porém, a tensão σ_n continua a decrescer. Ao se atingir um valor de tensão σ_n^l , há um descarregamento até σ_n se igualar a 0. Na sequência um novo carregamento é imposto. Porém, nota-se que desta vez a tensão não atinge σ_n^0 , mas se limita novamente ao valor de σ_n^l , demonstrando que realmente há uma alteração na propriedade elástica da interface (perda de rigidez). Para o cisalhamento τ_S o comportamento se dá de forma similar ao detalhado para σ_n .

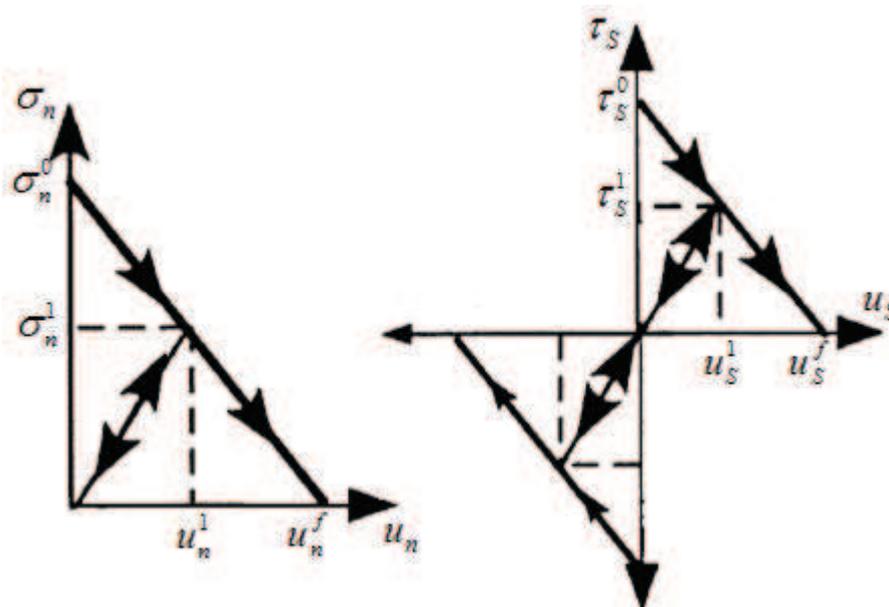


Figura 3.7- Comportamento do MZC descrito por CAMACHO & ORTIZ (1996).

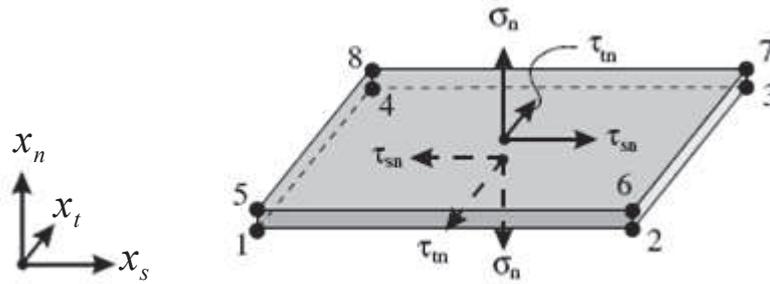
(FONTE: CHANDRA *et al.* (2002)]

Já no ano de 1998, GEUBELLE & BAYLOR descrevem um modelo bilinear para o comportamento da MZC. A ênfase da presente seção não é se aprofundar e detalhar cada uma das MZC descritas, e sim, apenas dar um breve histórico geral. Porém, na seção 3.5.2, é descrito em detalhes o modelo de coesão descrito por GEUBELLE & BAYLOR (1998), denominado de Modelo de Delaminação Bilinear, sendo este o escolhido para a caracterização do elemento de coesão no presente trabalho. A seguir, na subseção 3.5.1, é apresentada a formulação de um elemento de coesão sólido de 8 nós e a relação constitutiva de dano é descrita de acordo com o MZC de GEUBELLE & BAYLOR (1998).

3.5.1 Formulação do Elemento Finito de Coesão - BALZANI & WAGNER (2008)

Nesta subseção, a formulação de um elemento de interface é desenvolvida, sendo que a ideia principal é de se usar uma abordagem da mecânica do contínuo para se modelar o dano interlaminar de compósitos. A formulação é baseada em um elemento isoparamétrico hexaédrico (elemento sólido de 8 nós). Considera-se uma fina camada de elemento contínuo (espessura da interface) inserido entre duas chapas, sendo que um valor inicial de h_0 (em torno de uma proporção de 1/100, com relação à espessura da chapa) é suficiente para representar o elemento de interface (BALZANI & WAGNER [2008], CAMANHO & D'ÁVILA [2002]).

Conforme citado no trabalho de BALZANI & WAGNER (2008), MOHR (1900) constatou que a falha é provocada por tensões agindo no plano de escorregamento do material, sendo que o dano em si é causado pelas tensões normais e de cisalhamento atuantes neste plano. A tensão normal e as tensões de cisalhamento no plano seriam avaliadas em relação às deformações ocorridas na chapa, e não na interface em si. Uma rigidez adicional errônea seria inserida na estrutura caso o elemento de interface contribuísse para a resposta mecânica do laminado para cargas no plano (BALZANI & WAGNER [2008]). Consequentemente, as únicas tensões remanescentes são as tensões normais (na direção da espessura) e as tensões cisalhantes (na direção transversal à espessura), formando um vetor de tensão interlaminar (ver Figura 3.8).



**Figura 3.8- Estado de tensão tridimensional de um elemento sólido de interface.
(FONTE: BALZANI & WAGNER [2008]).**

O elemento de interface é referenciado por um sistema global de coordenadas retangular, sendo as coordenadas s , t , n referentes às três direções vetoriais (x_s, x_t, x_n) . O vetor n é a direção da espessura do adesivo, e corresponde ao modo de dano I (abertura da interface). De acordo com BALZANI & WAGNER (2008) e CAMANHO & D'ÁVILA (2002), os vetores s e t são a direção da largura e do comprimento do adesivo, respectivamente, e correspondem ao modo II e III de dano (cisalhamento transversal e paralelo à direção da fibra).

Sendo V o volume do elemento, conforme os trabalhos de BALZANI & WAGNER (2008), KATTAN & VOYIADJIS (2002) e PARDOEM & FERRACIN (2005), o princípio de trabalho virtual para interfaces sólidas é descrita como:

$$\delta \Pi(u) = \int_V \delta \varepsilon^T \sigma dV \quad (3.12)$$

$\delta \varepsilon$ é o vetor de deformação virtual e σ é o vetor de tensão. O vetor deslocamento u e o vetor de deformação ε são definidos por BALZANI & WAGNER (2008) pela equação 3.13. Nesta equação γ_{sn} e γ_{in} representam as deformações cisalhantes na direção transversal e longitudinal, respectivamente, e ε_n a deformação na direção normal (ao longo da espessura do adesivo).

$$u = \begin{Bmatrix} u_s \\ u_t \\ u_n \end{Bmatrix}, \quad \varepsilon = \begin{Bmatrix} \gamma_{sn} \\ \gamma_{in} \\ \varepsilon_n \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} u_{s,n} + u_{n,s} \\ u_{t,n} + u_{n,t} \\ u_{n,n} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \frac{\partial u_s}{\partial x_n} + \frac{\partial u_n}{\partial x_s} \\ \frac{\partial u_t}{\partial x_n} + \frac{\partial u_n}{\partial x_t} \\ \frac{\partial u_n}{\partial x_n} \end{Bmatrix} \quad (3.13)$$

As deformações virtuais e incrementais são as medidas dos deslocamentos relativos entre os nós superiores e inferiores, e são descritos nas equações 3.14 e 3.15.

$$\delta \varepsilon = \begin{Bmatrix} \delta \gamma_{sn} \\ \delta \gamma_{tn} \\ \delta \varepsilon_n \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} \delta u_{s,n} + \delta u_{n,s} \\ \delta u_{t,n} + \delta u_{n,t} \\ \delta u_{n,n} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \frac{\partial \delta u_s}{\partial x_n} + \frac{\partial \delta u_n}{\partial x_s} \\ \frac{\partial \delta u_t}{\partial x_n} + \frac{\partial \delta u_n}{\partial x_t} \\ \frac{\partial \delta u_n}{\partial x_n} \end{Bmatrix} \quad (3.14)$$

$$\Delta \varepsilon = \begin{Bmatrix} \Delta \gamma_{sn} \\ \Delta \gamma_{tn} \\ \Delta \varepsilon_n \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \Delta u_{s,n} + \Delta u_{n,s} \\ \Delta u_{t,n} + \Delta u_{n,t} \\ \Delta u_{n,n} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \frac{\partial \Delta u_s}{\partial x_n} + \frac{\partial \Delta u_n}{\partial x_s} \\ \frac{\partial \Delta u_t}{\partial x_n} + \frac{\partial \Delta u_n}{\partial x_t} \\ \frac{\partial \Delta u_n}{\partial x_n} \end{Bmatrix} \quad (3.15)$$

O símbolo Δu representa o vetor de deslocamento incremental e ε_0 representa a deformação inicial. Trabalhando-se a equação 3.12, obtém-se:

$$\delta \Pi(u) = \int_V \delta \varepsilon^T C (\varepsilon - \varepsilon_0) dV = \int_V \delta \varepsilon^T \frac{\partial \sigma}{\partial \varepsilon} \Delta \varepsilon dV \quad (3.16)$$

Onde,

$$\frac{\partial \sigma}{\partial \varepsilon} = C \quad (3.17)$$

Ao se abordar a formulação sob o ponto de vista de conceitos de elementos finitos, realiza-se uma discretização do elemento de interface. Neste caso considera-se uma função de forma N_i de coordenadas naturais para um elemento isoparamétrico de 8 nós, apresentada na equação 3.18 (JASION & TAMAYO [2009]). Neste caso, ξ , χ e ν representam os eixos nas coordenadas naturais nas três dimensões. Nas coordenadas globais, estes eixos são representados por x_n , x_s e x_t .

$$N_i = \frac{1}{8}(1 + \xi\xi_i)(1 + \chi\chi_i)(1 + \nu\nu_i) \longrightarrow i = 1, 8 \quad (3.18)$$

Conforme BALZANI & WAGNER (2008), adotando-se x como o vetor de posição nodal, qualquer posição dos nós pode ser obtida pela equação 3.19. Portanto, a relação entre as coordenadas naturais e globais são definidas a seguir:

$$\begin{aligned} x(\xi, \chi, \nu) &= \sum_{i=1}^8 N_i x_i \longrightarrow x_i = \{x_{is}, x_{it}, x_{in}\}, \\ u(\xi, \chi, \nu) &= \sum_{i=1}^8 N_i u_i, \\ \delta u(\xi, \chi, \nu) &= \sum_{i=1}^8 N_i \delta u_i, \\ \Delta u(\xi, \chi, \nu) &= \sum_{i=1}^8 N_i \Delta u_i, \end{aligned} \quad (3.19)$$

Desta forma, podem ser definidas as deformações pela equação 3.20, sendo que o tensor B é descrito pela equação 3.21.

$$\varepsilon = \sum_{i=1}^8 B_i u_i, \quad \delta \varepsilon = \sum_{i=1}^8 B_i \delta u_i, \quad \Delta \varepsilon = \sum_{i=1}^8 B_i \Delta u_i \quad (3.20)$$

$$B_i = \begin{bmatrix} N_{i,n} & 0 & N_{i,s} \\ 0 & N_{i,n} & N_{i,t} \\ 0 & 0 & N_{i,n} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial x_n} & 0 & \frac{\partial N_i}{\partial x_s} \\ 0 & \frac{\partial N_i}{\partial x_n} & \frac{\partial N_i}{\partial x_t} \\ 0 & 0 & \frac{\partial N_i}{\partial x_n} \end{bmatrix} \quad (3.21)$$

Com as equações acima detalhadas, considerando K_{Tik}^e como a matriz tangencial de rigidez do elemento, o princípio de trabalho virtual é descrito como:

$$\delta \Pi = \sum_{i=1}^8 \delta u_i^T \int_V B_i^T \sigma dV = \sum_{i=1}^8 \delta u_i^T \int_V B_i^T C(\varepsilon - \varepsilon_0) dV$$

$$\Delta \delta \Pi = \sum_{i=1}^8 \sum_{k=1}^8 \delta u_i^T \int_V B_i^T C B_k dV \Delta u_k = \sum_{i=1}^8 \sum_{k=1}^8 \delta u_i^T K_{Tik}^e \Delta u_k \quad (3.22)$$

Conforme citação de BOERAEVE (2010), o nome “isoparamétrico” deve-se ao fato de se usar a mesma função de forma para se interpolar ambas as coordenadas (globais e naturais) e seus deslocamentos. Desta forma, a equação 3.22 é detalhada no ANEXO A, onde é estabelecida a relação entre os gradientes nos dois sistemas de coordenadas, para que seja possível de se obter a deformação/deslocamento de forma correta. Basicamente, neste ANEXO A, é trabalhada e obtida a matriz de rigidez K_{Tik}^e em sua forma final para o elemento isoparamétrico.

Portanto, a equação 3.22 representa o princípio do trabalho virtual no elemento sólido de interface de 8 nós descrito no trabalho de BALZANI & WAGNER (2008). CAMANHO & D’ÁVILA (2002) também se utilizam de uma abordagem do Princípio dos Trabalhos Virtuais para detalhar a formulação de um elemento de coesão sólido de 8 nós. Para resolução desta equação 3.22, de acordo com CAMANHO & D’ÁVILA (2002) e BALZANI & WAGNER (2008), uma integração numérica de Newton-Cotes resulta em um melhor desempenho do elemento. Já a integração de Gauss resulta em oscilações do campo de tensões e deformações.

Dentro de tal formulação (eq 3.22), é necessária a implementação de uma característica constitutiva que represente o dano do elemento de interface. A seguir, uma equação constitutiva proposta por CAMANHO & D’ÁVILA (2002), e baseada no modelo bilinear de GEUBELLE & BAYLOR (1998) é apresentada.

3.5.2 Relações constitutivas de dano – CAMANHO & D’ÁVILA (2002)

A necessidade de uma equação constitutiva apropriada na formulação do elemento de coesão deve-se ao fato desta ser de fundamental importância para uma avaliação de todo o processo de dano. A presente seção descreve as leis coesivas propostas em um modelo descrito por CAMANHO & D’ÁVILA (2002). Tais leis também são citadas no trabalho de PARDOEN *et al.*(2005). Tal modelo permite a previsão do início e a propagação do dano para os carregamentos com a condição de aplicação denominada “mixed-mode” (carregamentos combinados). O modelo de CAMANHO &

D'AVILA (2002) é caracterizado pela perda de rigidez linear da interface (*modelo de perda de rigidez linear*). No trabalho realizado por GEUBELLE & BAYLOR (1998) tal modelo é referenciado como *modelo bilinear de delaminação*. A Figura 3.9 apresenta o comportamento do material neste modelo. Basicamente, o comportamento deste modelo se dá com a aplicação de um deslocamento u_n^0 onde atinge-se um valor de σ_n^0 , que representa a capacidade de tensão normal, sendo este o ponto de início do dano. Os incrementos seguintes de deslocamento promovem a perda de rigidez do material até atingir-se o valor de u_n^f , que representa o deslocamento onde o dano encontra-se completo. Para o cisalhamento, o comportamento se dá de forma similar.

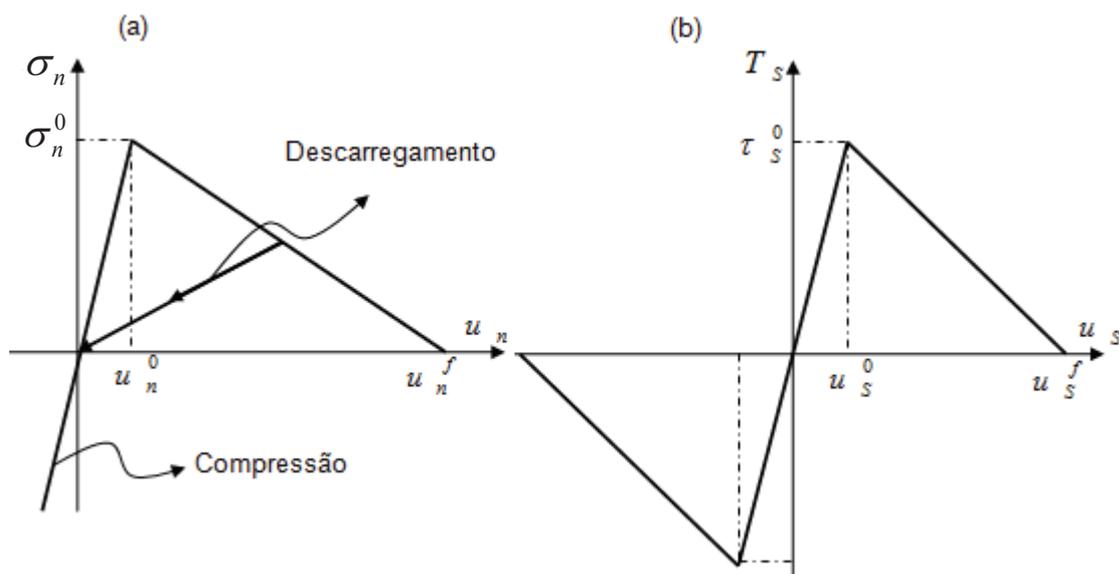


Figura 3.9- Modelo bilinear de dano: (a) Modo I de carregamento. (b) Modos II e III de carregamentos.

De acordo com BALZANI & WAGNER (2008), forças de natureza compressivas não geram o dano, assim como forças de fricção também são negligenciadas. Uma vez que uma trinca surge, em função de uma delaminação, o local em questão é impedido de transferir qualquer tipo de esforço adiante. Após o surgimento de uma delaminação, as faces fraturadas podem entrar em contato. Por este motivo, CAMANHO & DÁVILA (2002) incluem o termo K (rigidez de penalidade) na equação 3.23, para impedir a penetração das faces durante o contato.

$$\sigma_n = Ku_n, \quad u_n \leq 0 \quad (3.23)$$

O fator K é uma das propriedades necessárias para se definir o comportamento real da interface, sendo o mesmo responsável pela propriedade elástica do elemento. Outros fatores são necessários para a mesma finalidade, como a energia de fratura ($\Gamma_N, \Gamma_S, \Gamma_t$) e as capacidades de tração normal (σ_n^0) e de cisalhamento (τ_s^0). De acordo com TURON *et al.* (2007), considerando-se E o módulo de elasticidade do material, h a altura da camada do substrato do laminado ou do sólido, e ϕ um parâmetro de adequação (recomenda-se $\phi = 50$, segundo TURON *et al.* [2007]), o valor de K pode ser obtido de acordo com a equação 3.24.

$$K_{ij} \geq \phi \frac{E_{ij}}{h} \quad (3.24)$$

Com a finalidade de se obter uma formulação mais completa nas equações constitutivas, CAMANHO & DÁVILA (2002) definem um comportamento onde há também um descarregamento, que pode ser observado na Figura 3.9. Neste caso, a condição de carregamento pode ser formulada em função de uma variável, denominada de deslocamento máximo relativo (u^{max}). As equações 3.25 a 3.27 demonstram estas variáveis internas que governam os deslocamentos máximos computados no histórico de carregamento nos modos I, II, III (u_i^{max}) e também no modo misto (u_m^{max}).

$$u_i^{max} = \max\{u_i^{max}, |u_i|\}, i = s, t \longrightarrow \text{Modo II ou III} \quad (3.25)$$

$$u_i^{max} = \max\{u_n^{max}, |u_n|\}, \text{com } u_n^{max} \geq 0 \longrightarrow \text{Modo I} \quad (3.26)$$

Para o caso “mixed-mode”, a mesma variável é descrita como:

$$u_m^{max} = \max\{u_m^{max}, u_m\} \quad (3.27)$$

A equação 3.27 verifica quais os maiores deslocamentos relativos no histórico de carregamento “mixed-mode”. Adotando-se neste caso uma função F , para se distinguir carregamento de descarregamento:

$$F = \frac{\langle |u_i| - u_i^{max} \rangle}{|u_i| - u_i^{max}}, i = 1, 2 \longrightarrow \text{Modo II ou III} \quad (3.28)$$

$$F = \frac{\langle u_n - u_n^{max} \rangle}{u_n - u_n^{max}}, \text{com } u_n^{max} \geq 0 \longrightarrow \text{Modo I} \quad (3.29)$$

Para o caso “mixed-mode”, a mesma variável é descrita como:

$$F = \frac{\langle u_m - u_m^{max} \rangle}{u_m - u_m^{max}} \quad (3.30)$$

O termo $\langle \rangle$ refere-se ao “Macaulay Bracket” e, segundo XU & WEI (2012), é definido por:

$$\langle x \rangle = \frac{1}{2}(x + |x|) \quad (3.31)$$

Sendo assim, sabendo-se que o parâmetro de dano governa o comportamento de perda de rigidez na interface, e seu valor varia de 0 (onde não há dano) até 1 (dano completo). O comportamento constitutivo bilinear de perda de rigidez pode ser descrito de acordo com BALZANI & WAGNER (2008) por:

$$\sigma = D\varepsilon \quad (3.32)$$

A matriz de elasticidade D é definida pela equação 3.33. O termo I é a matriz identidade.

$$D = \begin{cases} KI & \longrightarrow u_i^{max} \leq u_i^0 \\ (1-d)KI + dKI_C & \longrightarrow u_i^0 < u_i^{max} \leq u_i^f \\ KI_C & \longrightarrow u_i^f \leq u_i^{max} \end{cases} \quad (3.33)$$

O parâmetro de dano escalar d , utilizado para o cálculo da extensão do dano, é introduzido em (3.34) e, de acordo com CAMANHO & DÁVILA (2002) e XU & WEI (2012), é descrito como:

$$d = \frac{u_i^f (u_i^{max} - u_i^0)}{u_i^{max} (u_i^f - u_i^0)} \quad (3.34)$$

O termo I_C apresentado na equação 3.33 é a matriz de identificação de compressão no histórico de carregamento, e é expressa pela equação 3.35. Neste caso, se houver compressão (deslocamento negativo), o termo I_C se iguala a 0.

$$I_C = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\langle -u_n \rangle}{-u_n} \end{bmatrix} \quad (3.35)$$

Desta forma, BALZANI E WAGNER (2008) trabalham a equação (3.17), resultando na matriz de linearização de tensões, que pode ser descrita pela equação 3.36.

$$C = D + K \left(\frac{u_i^0 u_i^f}{(u_i^{max}) (u_i^f - u_i^0)} \right) F(I_C - I) (\varepsilon \varepsilon^T) \frac{\langle u_i - u_i^0 \rangle}{u_i - u_i^0} \frac{\langle u_i^f - u_i \rangle}{u_i^f - u_i} \quad (3.36)$$

O segundo termo apresentado na equação 3.36 some caso: haja descarregamento/carregamento; o dano não tenha se iniciado; ocorra dano completo. Neste caso, a equação constitutiva é linear e a matriz de linearização de tensões se iguala à matriz de elasticidade.

3.5.3 Início e propagação do dano

Nos trabalhos de GHOSH *et al.* (2000) e CHANDRA *et al.* (2002), a energia de fratura da interface Γ representa a área formada abaixo da curva tensão-deslocamento relativo, apresentada na Figura 3.9, e seus valores são definidos pelas seguintes relações:

$$\Gamma_N = \int_0^{u_n^f} \sigma_n du_n = \frac{1}{2} \sigma_n u_n^f \quad (3.37)$$

$$\Gamma_S = \int_0^{u_S^f} \tau_S du_S = \frac{1}{2} \tau_S u_S^f \quad (3.38)$$

$$\Gamma_t = \int_0^{u_t^f} \tau_t du_t = \frac{1}{2} \tau_t u_t^f \quad (3.39)$$

De acordo com CAMANHO & DÁVILA (2002), os valores iniciais e finais de deslocamento são obtidos pelas seguintes expressões:

$$u_n^0 = \frac{\sigma_n^0}{K}; \quad u_n^f = \frac{2\Gamma_N}{\sigma_n^0} \quad (3.40)$$

$$u_S^0 = \frac{\tau_S^0}{K}; \quad u_S^f = \frac{2\Gamma_S}{\tau_S^0} \quad (3.41)$$

$$u_t^0 = \frac{\tau_t^0}{K}; \quad u_t^f = \frac{2\Gamma_t}{\tau_t^0} \quad (3.42)$$

As equações constitutivas distinguem 3 diferentes estados de coesão: (1) o estado inicial elástico (sem dano), (2) o estado de perda de rigidez (parcialmente danificado), e (3) o estado delaminado (totalmente danificado). A variável interna definida por (3.27) permite que haja uma identificação de estados particulares. De acordo com CAMANHO & DÁVILA (2002) e XU & WEI (2012), assume-se aqui que o início do dano pode ser previsto por um critério de falha quadrático, expresso por:

$$\left(\frac{\langle \sigma_N \rangle}{\sigma_n^0} \right)^2 + \left(\frac{\tau_S}{\tau_S^0} \right)^2 + \left(\frac{\tau_t}{\tau_t^0} \right)^2 = I \quad (3.43)$$

Conforme citado no trabalho de CAMANHO & DÁVILA (2002), CUI *et al.* (1992) demonstrou que o critério de falha de função quadrática é superior ao se prever o início da delaminação, comparando-se o mesmo com o critério de tensão máxima, já que o primeiro permite interações de modos arbitrários. Os valores de σ_n^0 podem ser determinados de acordo com o critério da ASTM – TEST METHOD D 3039/D 3039 M-00 (2000). Neste caso, assume-se a mesma rigidez K (de penalidade) para todos os modos de delaminação (I, II e III). Mais a seguir, os mesmos valores para os modos de cisalhamento são assumidos como $\tau_S^0 = \tau_t^0$ (no estado inicial elástico) e,

consequentemente, $u_S^0 = u_t^0 = u_{cisalh}^0$. Tais valores (para o cisalhamento) podem ser obtidos também pelo critério da ASTM - TEST METHOD D2344-84 (1995). Os deslocamentos nos modos citados, no início da delaminação, são obtidos pelas equações (3.40) a (3.42). No caso de deslocamentos de abertura u_n positivos, ou seja, maiores que zero, introduz-se uma taxa de combinação de modos β , que é definida pela equação 3.44.

$$\beta = \frac{u_{cisalh}}{u_n} \quad (3.44)$$

Assim sendo, o deslocamento relativo efetivo no modo misto de carregamento no início do dano, é dado pela equação 3.45.

$$u_m^0 = \begin{cases} u_n^0 u_S^0 \sqrt{\frac{1 + \beta^2}{(u_S^0)^2 + (\beta u_n^0)}} & \longrightarrow u_n > 0 \\ u_{cisalh}^0 & \longrightarrow u_n \leq 0 \end{cases} \quad (3.45)$$

De acordo com CAMANHO & DÁVILA (2002), o critério mais utilizado para se prever a propagação do dano no modo misto de carregamento é denominado de “Power-law”, ou Lei de Potências e é estabelecido em termos de uma interação entre as energias de fratura:

$$\left(\frac{\Gamma_I}{\Gamma_N}\right)^\alpha + \left(\frac{\Gamma_{II}}{\Gamma_S}\right)^\alpha = 1 \quad (3.46)$$

REEDER (1992) realizou testes laboratoriais em aparatos MMB (já descrito na seção 1.4) para avaliar a resistência à fratura interlaminares de compósitos em modos mistos de carregamentos. Com o critério de Lei de Potências, ao se utilizar $\alpha=1$, o mesmo mostrou-se uma forma apropriada para se prever a falha de materiais termoplásticos compósitos, em função dos resultados serem comparáveis com as previsões feitas utilizando-se o mesmo critério com dois parâmetros independentes adicionais. Já ao se considerar $\alpha=1$ e $\alpha=2$ simultaneamente, o mesmo critério falhou ao tentar capturar de forma exata a dependência da resistência à propagação do dano no modo misto que ocorrem em compósitos de epoxy. Assim sendo, para se contornar

tal barreira, CAMANHO & D'ÁVILA (2002) recomendam um critério (critério B-K) proposto por BENZEGGAGH & KENANE (1996), dado por:

$$\Gamma_C = \Gamma_N + (\Gamma_S - \Gamma_N) \left(\frac{\Gamma_{II}}{\Gamma_T} \right)^\eta, \text{ com } \Gamma_T = \Gamma_I + \Gamma_{II} \quad (3.47)$$

Neste caso, Γ_N e Γ_S são obtidos de acordo com as normas ASTM TEST METHOD D5528-01 (2002) e JSA TEST METHOD JIS 7086 (1993). Γ_I e Γ_{II} são os modos I e II de taxa de perda de energia, respectivamente, e Γ_C é a taxa crítica de perda de energia no modo misto de carregamento. A taxa total de perda de energia é definida como Γ_T . Experimentalmente, os modos I e II de resistência à fratura podem ser obtidos por um teste de flexão, de acordo com a norma ASTM TEST METHOD D6671-01. O parâmetro η permite um encaixe (verificar Anexo B), ou melhor, uma adaptação da curva obtida experimentalmente. Se um modo III de carregamento ocorrer, o critério B-K é modificado, tornando-se:

$$\Gamma_C = \Gamma_N + (\Gamma_S - \Gamma_N) \left(\frac{\Gamma_{cisalh}}{\Gamma_T} \right)^\eta, \text{ com } \Gamma_T = \Gamma_I + \Gamma_{cisalh} \quad (3.48)$$

Neste caso, Γ_{cisalh} é a taxa de perda de energia no cisalhamento e a taxa total de perda de energia é definida por Γ_T . Sendo Γ_{III} a taxa de perda de energia no modo III, Γ_{cisalh} é obtido pela equação (3.49):

$$\Gamma_{cisalh} = \Gamma_{II} + \Gamma_{III} \quad (3.49)$$

Quando submetido ao carregamento “mixed-mode”, as taxas de perda de energia que correspondem à delaminação total são obtidas de acordo com as equações (3.50) e (3.51).

$$\Gamma_I = \frac{Ku_m^{nf} u_m^{cisalh0}}{2} \quad (3.50)$$

$$\Gamma_{cisalh} = \frac{Ku_m^{cisalh f} u_m^{cisalh0}}{2} \quad (3.51)$$

Nas equações (3.50) e (3.51), u_m^{n0} e $u_m^{cisalh0}$ representam os deslocamentos relativos inicial normal e de cisalhamento, respectivamente. De forma similar, os valores de u_m^{nf} e $u_m^{cisalh f}$ representam os deslocamentos relativos final normal e de cisalhamento (momento em que ocorre o dano completo, ou a delaminação completa da adesão), respectivamente, quando o componente em questão é submetido ao tipo de carregamento no modo misto. Estes valores de deslocamento são obtidos pelas seguintes equações:

$$u_m^{n0} = \frac{u_m^0}{\sqrt{1 + \beta^2}} \quad (3.52)$$

$$u_m^{nf} = \frac{u_m^f}{\sqrt{1 + \beta^2}} \quad (3.53)$$

$$u_m^{cisalh0} = \frac{\beta u_m^0}{\sqrt{1 + \beta^2}} \quad (3.54)$$

$$u_m^{cisalh f} = \frac{\beta u_m^f}{\sqrt{1 + \beta^2}} \quad (3.55)$$

A seguir, a próxima etapa é a definição de uma expressão para o deslocamento efetivo na perda completa de coesão, para o modo misto de carregamento. De acordo com CAMANHO & D'ÁVILA (2002) o deslocamento efetivo na perda completa de coesão é dado por:

$$u_m^f = \sqrt{u_S^2 + u_t^2 + \langle u_n \rangle^2} = \sqrt{u_{cisalh}^2 + \langle u_n \rangle^2} \quad (3.56)$$

Assim sendo, uma expressão em função das energias de fratura nos modos I e II é obtida para o deslocamento efetivo na perda total de coesão no modo misto, sendo esta apresentada na equação 3.57.

$$u_m^f = \begin{cases} \frac{2}{Ku_m^0} \left[\Gamma_N + (\Gamma_S - \Gamma_N) \left(\frac{\beta^2}{1 + \beta^2} \right)^2 \right] & \longrightarrow u_n > 0 \\ \sqrt{(u_S^f)^2 + (u_t^f)^2} & \longrightarrow u_n \leq 0 \end{cases} \quad (3.57)$$

Portanto, nesta seção é apresentada a lei constitutiva que rege a propagação e o início do dano em um elemento de coesão. Importante ressaltar que, na própria documentação do software comercial utilizado no presente trabalho (ABAQUS 6.10), no capítulo específico sobre elementos de coesão (capítulo 29.5.6), as propriedades constitutivas descritas por CAMANHO & D'ÁVILA (2002) e BENZEGGAGH & KENANE (1996) são citadas como as principais referências nas teorias das formulações que compõem o comportamento de dano implementado no programa. Portanto, ao se utilizar o software ABAQUS, garante-se que o início e propagação do dano no elemento de coesão utilizado se comportem de acordo com a formulação descrita nesta seção. De forma análoga, o elemento descrito por BALZANI & WAGNER (2008) serve como uma referência de como é descrita a formulação de um elemento de coesão sólido com 8 nós, sendo que um tipo de elemento de interface similar (também sólido com 8 nós, encontrado na biblioteca do software ABAQUS 6.10) é utilizado nas análises realizadas no presente trabalho. Tanto BALZANI & WAGNER (2008) quanto CAMANHO & D'ÁVILA (2002) utilizam-se de uma subrotina definida pelo usuário (UEL – User Element Subroutine) para inserir a sua própria formulação do elemento de coesão em softwares comerciais de elementos finitos. No presente trabalho, para a realização das análises computacionais, são utilizados os elementos já existentes na biblioteca do ABAQUS, assim como as propriedades constitutivas de dano. Portanto, neste caso, as análises não são feitas por meio de programação de sub-rotinas. No capítulo 4, o objetivo é focar diretamente nas análises realizadas em cada um dos modelos já descritos anteriormente na seção 1.4 (DCB, ENF e MMB), apresentando os resultados obtidos especificamente para cada um dos mesmos.

CAPÍTULO 4

4 Aplicações

Neste capítulo, são demonstradas as aplicações das formulações descritas anteriormente.

Primeiramente são descritos os detalhes da análise realizada por CAMANHO & D'ÁVILA (2002), podendo se verificar qual o método laboratorial e numérico utilizado pelos mesmos, assim como quais foram os resultados obtidos.

Em seguida é apresentada a análise realizada no software ABAQUS 6.10, utilizando-se exatamente dos mesmos valores para as propriedades mecânicas e também de geometria adotadas por CAMANHO & D'ÁVILA (2002) para o teste DCB, sendo também descritos os detalhes da modelagem numérica, além dos valores utilizados para uma correta abordagem do início e propagação do dano. A influência da malha gerada no elemento de coesão nos resultados finais também é investigada. Por fim, estes resultados são comparados com os valores obtidos por CAMANHO & D'ÁVILA (2002), principalmente com os valores de referência obtidos experimentalmente.

4.1 Análise realizada por CAMANHO & D'ÁVILA (2002)

Em seu trabalho produzido no ano de 2002, CAMANHO & D'ÁVILA (2002) realizam análises experimentais em diferentes tipos de corpos de prova, com diferentes métodos de aplicação de carregamentos, com a finalidade de verificar a delaminação de um compósito, neste caso em específico o componente analisado é uma lâmina reforçada por fibra de carbono, denominada de AS4/PEEK (APC2). Diferentes tipos de carregamento são aplicados segundo BENZEGGAGH & KENANE (1995), com o objetivo de verificar a delaminação sob a ação de carregamentos no Modo I, Modo II e Modo Misto de carregamento, sendo que neste último há simultaneamente os Modos I e II. Após a obtenção dos resultados experimentais, CAMANHO & D'ÁVILA (2002) realizam análises numéricas utilizando-se um elemento de interface (8 nós) capaz de modelar danos no modo misto. Este elemento é inserido entre elementos sólidos, com a finalidade de modelar a iniciação e a propagação do dano em materiais compósitos.

A Figura 4.1 mostra o corpo de prova que analisa o Modo I de delaminação, ou seja, onde a força aplicada P é perpendicular à face de adesão entre os sólidos, gerando um carregamento normal à superfície. Este método é denominado de “Double Cantilever Beam Test” (DCB). Na Figura 4.2 pode-se verificar o corpo de prova utilizado para se analisar o Modo II de delaminação, onde a força aplicada P continua perpendicular à face de adesão, porém, o local e a forma de sua aplicação no aparato gera uma tendência de cisalhamento entre as faces em adesão. Este método é denominado de “End-Notched Flexure Test” (ENF). A Figura 4.3 demonstra o aparato de verificação da delaminação no modo misto (Modos I e II simultâneos), sendo que a alavanca utilizada apoia-se em duas regiões distintas do corpo de prova, fazendo com que haja duas formas de deslocamento ao mesmo tempo. Basicamente, é uma forma de se unir o DCB ao ENF em apenas um corpo de prova. A denominação deste aparato é “Mixed-Mode Bending Test” (MMB).

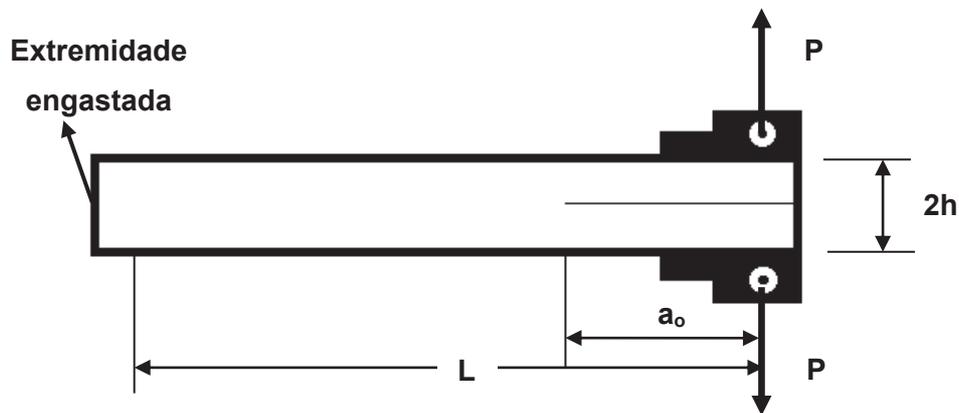


Figura 4.1- Corpo de prova DCB.

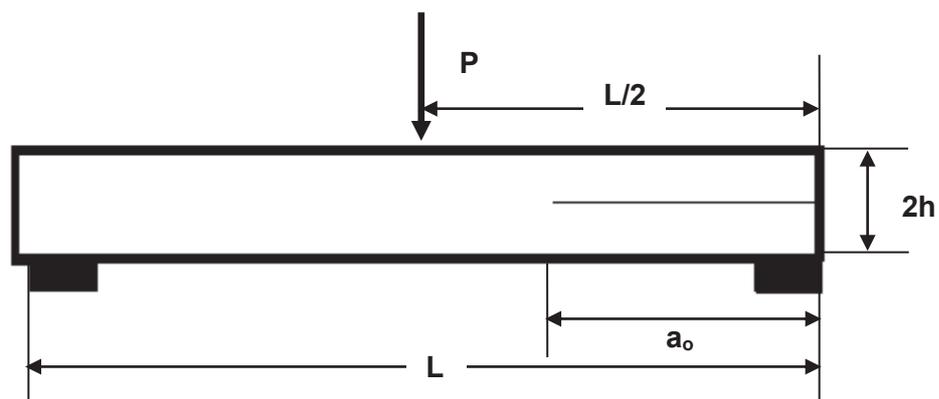


Figura 4.2- Corpo de prova ENF.

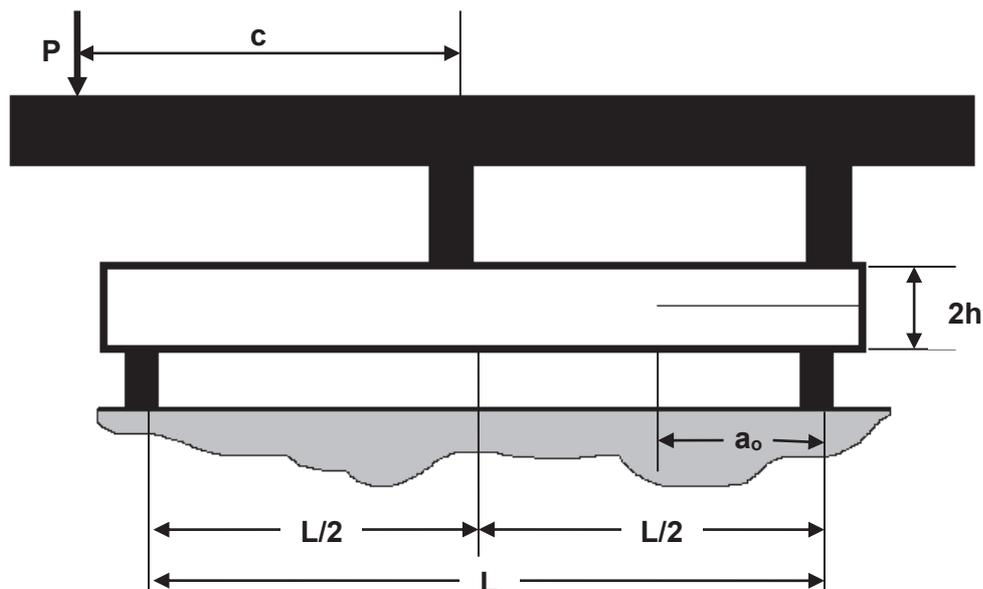


Figura 4.3- Corpo de prova MMB.

CAMANHO & D'ÀVILA (2002) implementaram em seu trabalho um elemento de coesão com propriedades de dano no software ABAQUS por meio de uma sub-rotina escrita e inserida no programa. Este recurso é conhecido como “User Element Subroutine”, ou UEL. Na Tabela 4.1 pode-se observar as propriedades mecânicas inter e intralaminares do material utilizado, o AS4/PEEK (APC2), um compósito reforçado por fibras de carbono (REEDER & CREWS [1990]). A propriedade E representa o módulo de elasticidade do material (E_{11} na direção da espessura do compósito; E_{22} na direção do comprimento do compósito; E_{33} na direção da largura do compósito), enquanto G é referente aos módulos de cisalhamento nos planos transversais e μ é referente aos coeficientes de Poisson. Os valores de Γ_N e Γ_S representam a energia de fratura nos modos I e II, respectivamente, enquanto σ_N^0 são referentes τ_S^0 às tensões máximas de pico na direção normal e de cisalhamento, respectivamente.

Tabela 4.1- Propriedades mecânicas do compósito AS4/PEEK (APC2) (REEDER & CREWS [1990]).

E_{11} (GPa)	$E_{22}=E_{33}$ (GPa)	$G_{12}=G_{13}$ (GPa)	G_{23} (GPa)	$\mu_{12}=\mu_{13}$
122.7	10.1	5.5	3.7	0.25
μ_{23}	Γ_N (N/mm)	Γ_S (N/mm)	σ_N^0 (MPa)	τ_S^0 (MPa)
0.45	0.969	1.719	80	100

De acordo com CAMANHO & D'ÁVILA (2002), análises realizadas por REEDER & CREWS (1990) consideram diferentes valores para a taxa de combinação entre os modos Γ_{II} / Γ_T (0; 0.2; 0.5; 0.8 e 1), sendo que estes valores significavam uma mudança de uma aplicação puramente no Modo I ($\Gamma_{II} / \Gamma_T = 0$) até uma puramente no Modo II ($\Gamma_{II} / \Gamma_T = 1$), sendo que para valores intermediários entre 0 e 1 significam que a forma de aplicação da carga é o modo misto. Por exemplo, num tipo de aplicação onde o deslocamento relativo na direção normal se iguala ao deslocamento relativo na direção tangencial (no sentido longitudinal), corresponde a $\Gamma_{II} / \Gamma_T = 0.5$.

Os corpos de prova DCB, ENF e MMB possuem as mesmas dimensões, exceto pelos valores de a_0 e c (ver Figura 4.3), pois estes variam de acordo com a Tabela 4.2, assim como os valores de energia crítica de fratura Γ_C . O comprimento L possui valor igual a 102 mm, a largura W é de 25.4 mm e a altura h de cada camada do laminado possui valor de 1.56 mm. O valor para K , ou seja, o termo de rigidez de penalidade é de 1×10^6 N/mm³ (CAMANHO & D'ÁVILA [2002]).

Tabela 4.2- Valores Experimentais (REEDER & CREWS [1990]).

Γ_{II} / Γ_T	0% (DCB)	20%	50%	80%	100%(ENF)
Γ_C (N/mm)	0.969	1.103	1.131	1.376	1.719
a_0 (mm)	32.9	33.7	34.1	31.4	39.9
c (mm)	-	97.4	42.2	27.6	-

Para o caso MMB, os diferentes valores para Γ_{II} / Γ_T são obtidos ao se alterar os valores da alavanca utilizada, ou seja, o valor de c . Como o critério B-K é

utilizado na análise “mixed-mode”, é necessário o cálculo do parâmetro η , sendo que este valor é obtido experimentalmente por CAMANHO & D’ÁVILA (2002) e o método utilizado para a sua obtenção é apresentada no Anexo B. A Figura 4.4 ilustra as curvas que relacionam Força x Deslocamento para os resultados obtidos por CAMANHO & D’ÁVILA (2002), e a Tabela 4.3 mostra a comparação entre os valores experimentais e numéricos obtidos (força máxima obtida P [N]) apresentados no trabalho citado. Para o presente trabalho, os valores a serem utilizados para a taxa Γ_{II} / Γ_T são: 0% (DCB), 50% (MMB) e 100%(ENF).

Tabela 4.3-Resultados experimentais e numéricos obtidos (CAMANHO & D’ÁVILA [2002]).

Γ_{II} / Γ_T	P_{\max} experimental (N)	P_{\max} numérico (N)	Erro (%)
0% (DCB)	147.11	153.27	4.2
20%	108.09	86.95	19.6
50%	275.35	236.60	14.1
80%	518.66	479.86	7.5
100% (ENF)	733.96	695.94	5.2

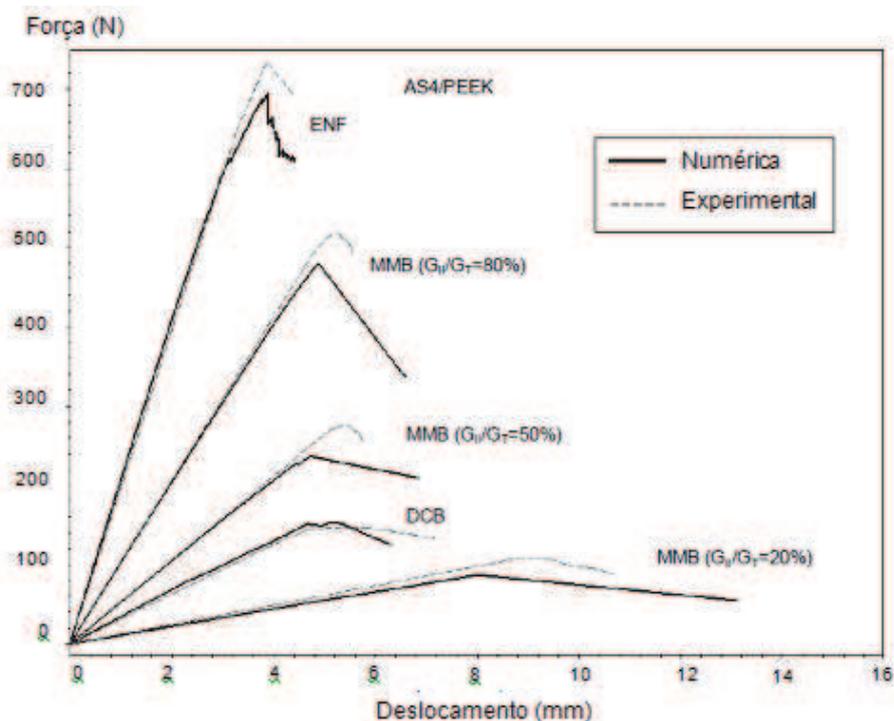


Figura 4.4- Curvas Força x Deslocamento (CAMANHO & D’ÁVILA [2002]).

4.2 Análise numérica – “Double Cantilever Beam Test (DCB)”

Nesta seção é apresentada a análise que foi desenvolvida no presente trabalho, realizada no software de elementos finitos ABAQUS 6.10. São apresentados detalhes da modelagem do corpo de prova, malhas utilizadas, condições de contorno aplicadas e os resultados obtidos.

Como já explicado anteriormente, este modelo possui a mesma geometria do corpo de prova analisado por CAMANHO & D’ÁVILA (2002), assim como as mesmas propriedades mecânicas. O objetivo desta análise é de comparar os resultados obtidos neste modelo com os resultados de CAMANHO & D’ÁVILA (2002).

O método de modelagem é baseado no modelo utilizado por BALZANI & WAGNER (2008), diferenciando-se que todos os elementos utilizados são sólidos, sendo que os autores citados se utilizam de elementos de casca para modelar as lâminas. A Figura 4.5 ilustra como é feita a modelagem do corpo de prova para o teste DCB. A Região 1 representa a região íntegra do componente, sendo que nesta região a propagação do dano não é possível. A Região 2 representa o local onde o elemento de coesão é implementado entre as duas camadas do compósito, sendo esta a região responsável para a identificação do início do dano e para a evolução do mesmo no modelo. A região 3 é referente à pré-delaminação (fissura) introduzida no corpo de prova. Todas as dimensões são as mesmas das citadas na seção 4.1 (Figura 4.1), e, como se trata de um modelo DCB, o valor de a_0 é 32.9 mm. De acordo com BALZANI & WAGNER (2008), o valor inicial de altura do elemento de interface é suficientemente representado pela relação $h_0 = 2h/100$ e, portanto, neste caso a altura inicial do elemento de coesão é de 0.032 mm. Na Figura 4.5 o modelo encontra-se já representado por simetria de 50% do modelo no eixo longitudinal do componente, sendo este o motivo de a cota de largura estar representada por 25.4 mm / 2. Esta simetria é visualizada na apresentação das condições de contorno posteriormente nesta seção.

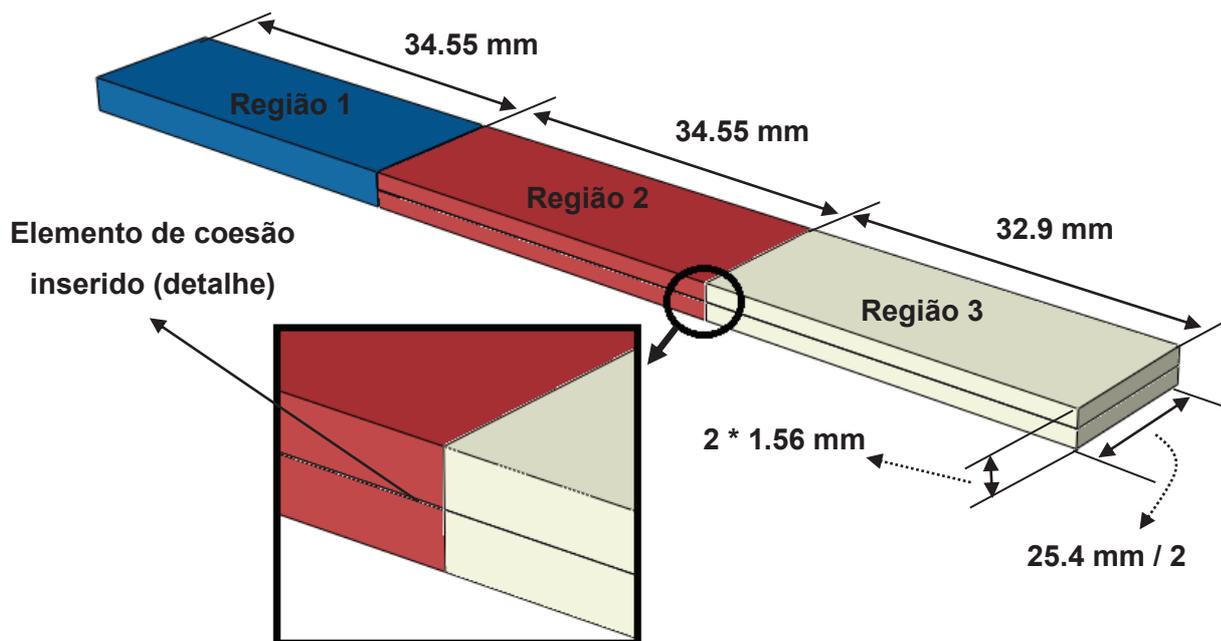


Figura 4.5- Modelagem numérica do modelo DCB.

Neste caso, para fins de se obter um menor tempo computacional, é aplicada uma condição de simetria no eixo Z, ou seja, o plano de corte é formado pelos eixos X-Y exatamente no centro do componente, como pode-se observar na Figura 4.6. Na mesma figura percebe-se que na extremidade da Região 1 é aplicada uma restrição de engaste, ou seja, todos os graus de liberdade são restringidos neste local.

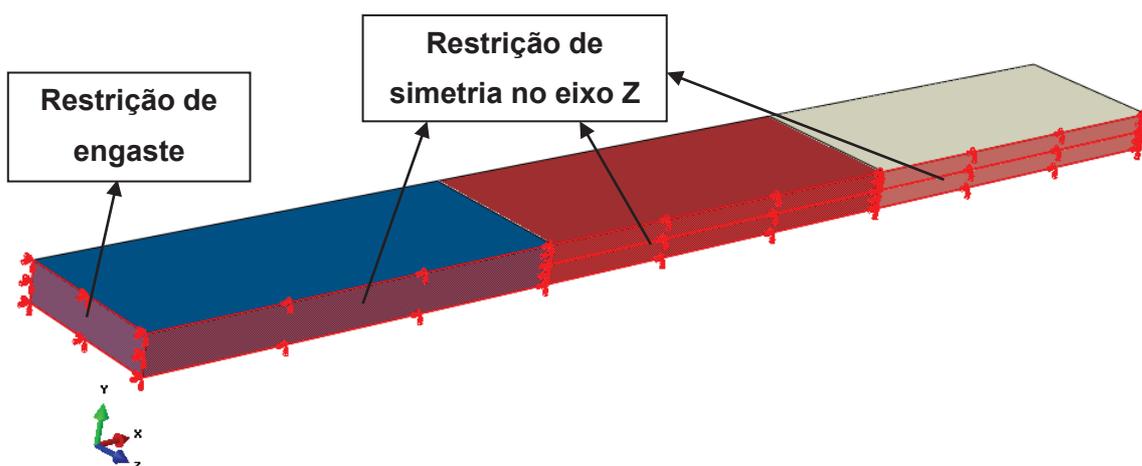


Figura 4.6- Condições de contorno aplicadas no modelo DCB.

A Figura 4.7 apresenta o local onde o deslocamento Δu é imposto. Na Figura 4.1 pode-se verificar qual o local de aplicação das cargas no corpo de prova DCB. Portanto, neste caso, um “reference point” (RP), ou ponto de referência, foi criado (tanto no braço superior quanto no braço inferior) e ligado à aresta localizada na região extrema da Região 3. Estes pontos de referência, tanto na parte superior quanto na parte inferior, são os locais onde se aplicam os deslocamentos e são os mesmos pontos onde a força de reação é observada durante todo o histórico da análise. Inicialmente, a cota Z ilustrada na Figura 4.7 possui um valor de 0.75 mm.

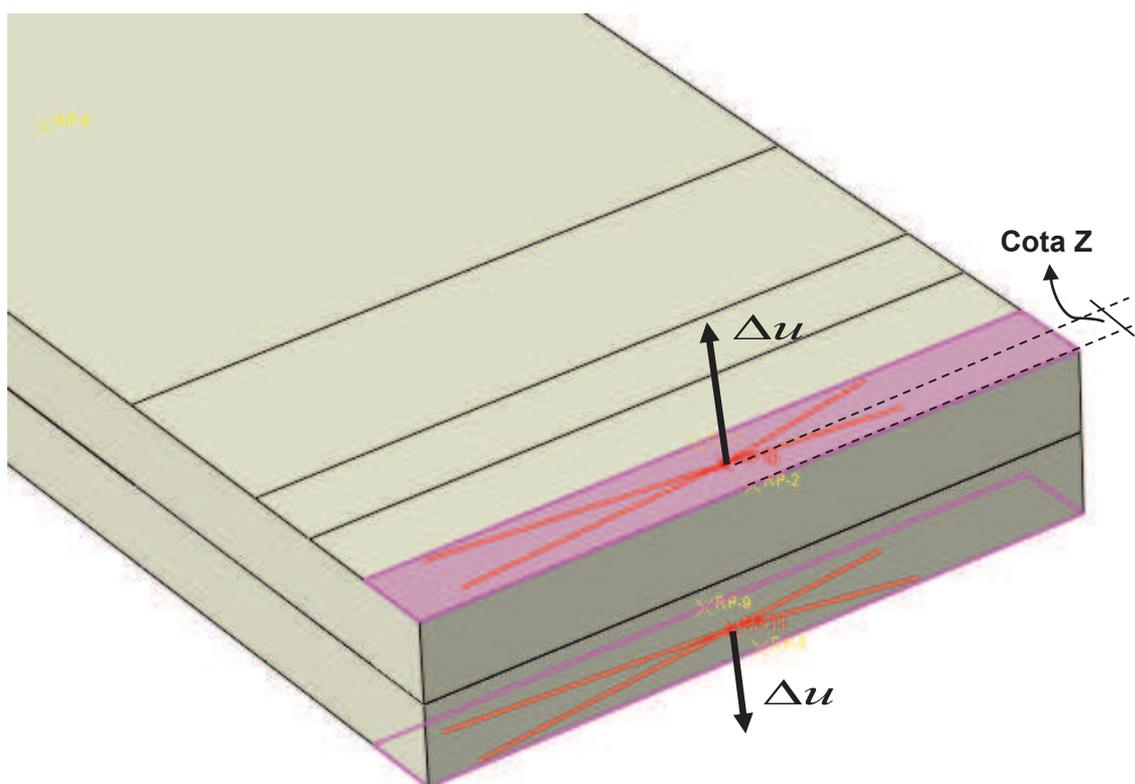


Figura 4.7- Deslocamento imposto nos RPs, localizados na extremidade da Região 3 – modelo DCB.

Para se aderir o elemento de coesão às superfícies internas do laminado superior e inferior na Região 2, é aplicada uma interação de “tie”, ou adesão, entre as superfícies. Esta mesma condição é aplicada entre as Regiões 1-2 e também entre as Regiões 2-3. A Figura 4.8 mostra esta condição, tomando como exemplo a interação entre o elemento de coesão e a face inferior do laminado superior da Região 2. Como pode-se observar (Figura 4.8), a área apresentando uma cor roxa (parte lateral inferior esquerda da imagem) é referente à “slave surface” do elemento de coesão, ou superfície escrava. Apresentando uma cor avermelhada (parte lateral direita inferior da

Figura 4.8) pode-se verificar a “master surface” do laminado, ou superfície mestre. Estas são as regiões que se aderem uma à outra, permitindo que o elemento de coesão se conecte totalmente à superfície interna inferior do laminado na Região 2. A mesma condição é aplicada entre a superfície inferior do elemento de coesão e a parte superior do laminado inferior na Região 2.

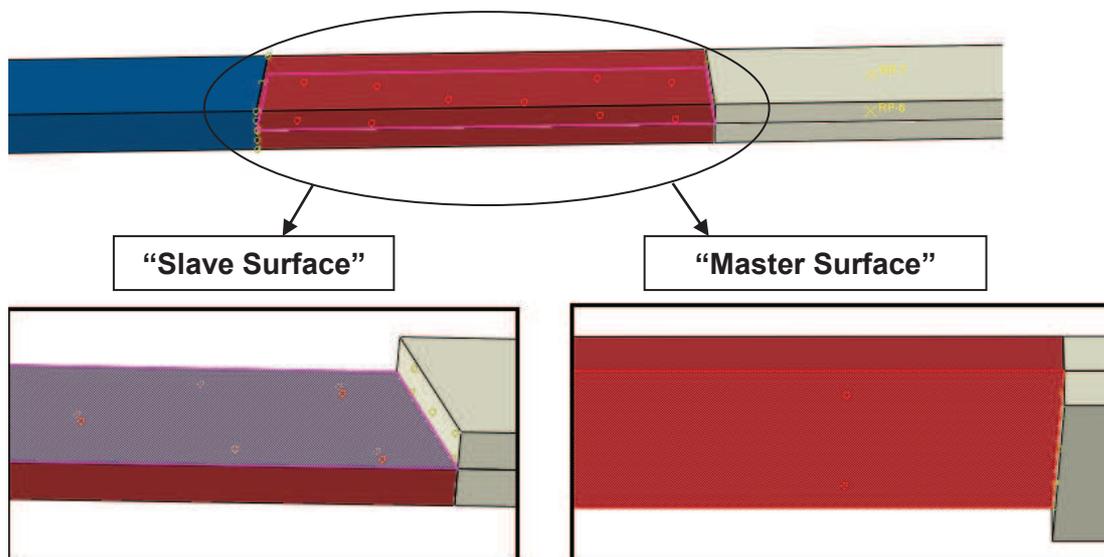


Figura 4.8- Condição de “tie” aderindo o elemento de coesão com o componente sólido – Região 2 – modelo DCB.

Como já mencionado anteriormente, o grau de refino da malha é importante para uma maior precisão e confiabilidade nos resultados obtidos. A malha gerada nas lâminas do compósito possui uma denominação C3D8R no ABAQUS, ou seja, um elemento de 8 nós com uma formulação linear. Estes elementos sólidos formam uma malha com 4901 nós no total (Região 1, 2 e 3).

Já para o elemento de coesão, existente na Região 2, inserido entre os dois elementos sólidos localizados no mesmo local, a denominação é COH3D8 (“three dimensional 8 node cohesive element”, ou, elemento 3D de coesão com 8 nós). Como esta região é fundamental para a verificação do comportamento do início e propagação do dano, o refino nesta área torna-se uma tarefa muito importante. Portanto, foi necessária uma interação de análises subsequentes, alterando-se o refinamento da malha no elemento de coesão, para se atingir um valor mais próximo do valor de referência.

Neste caso, 3 graus de refino foram utilizados para se verificar a convergência dos resultados. A primeira malha gerada possui um número total de nós

igual a 7400 (Figura 4.9). A segunda malha gerada possui 14456 nós, e pode ser visualizada na Figura 4.10. Já a terceira malha é referente ao último grau de refino, possuindo 39732 nós, e pode ser observado na Figura 4.11.

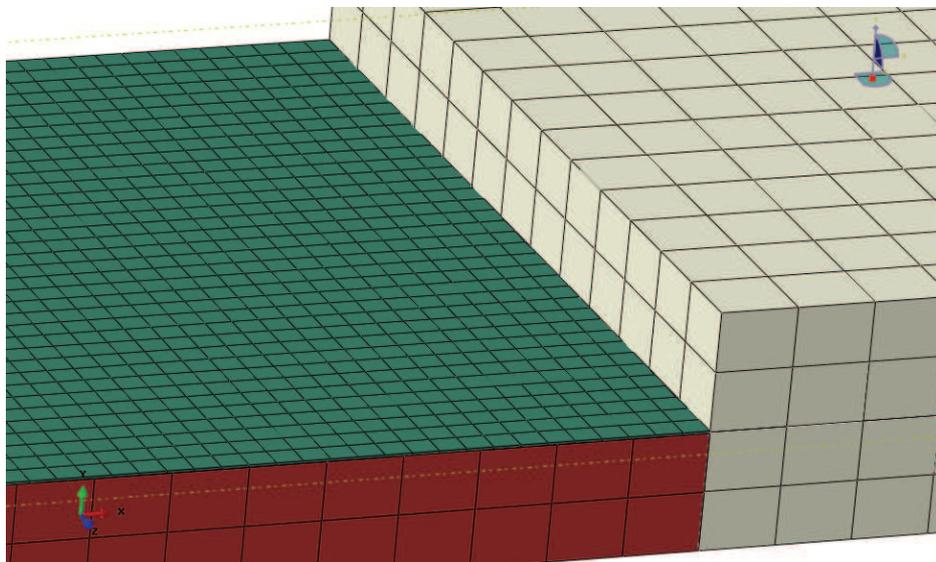


Figura 4.9- Malha gerada – grau de refino 1 no elemento de coesão no modelo DCB (7400 nós).

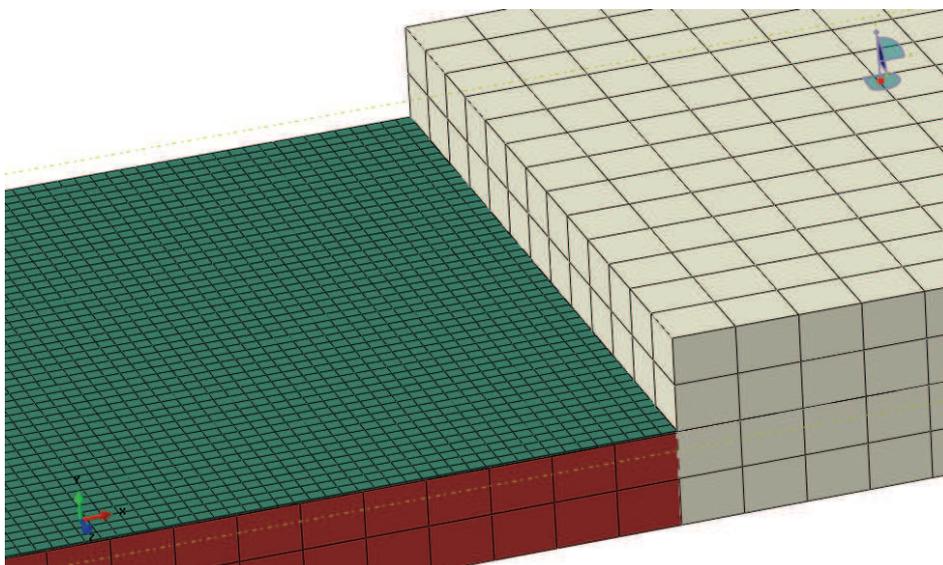


Figura 4.10- Malha gerada – grau de refino 2 no elemento de coesão no modelo DCB (14456 nós).

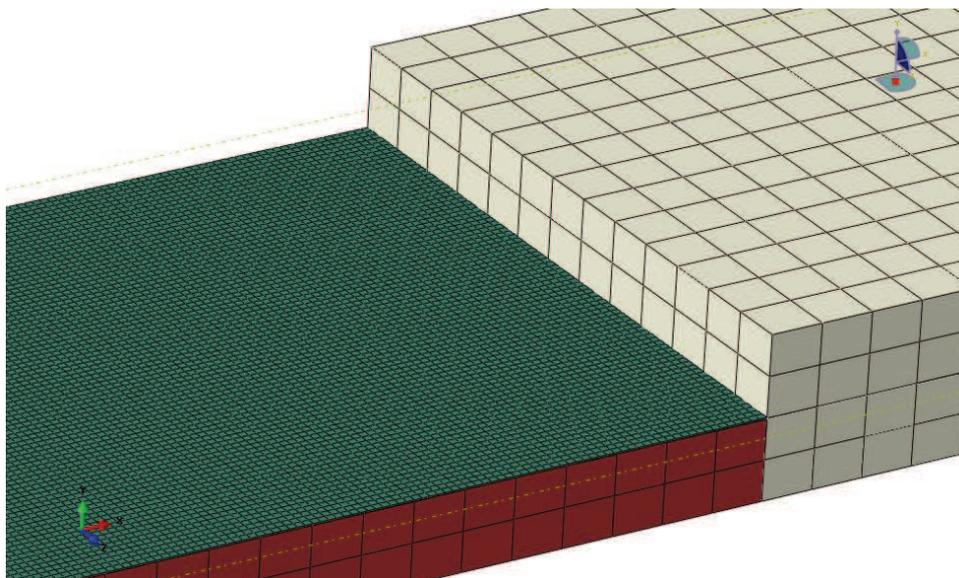


Figura 4.11- Malha gerada – grau de refino 3 no elemento de coesão no modelo DCB (39732 nós).

Nos três tipos de malhas verificadas, o tamanho de cada elemento que compõe a malha do composto laminado permaneceu o mesmo, com um valor de 1 mm. Já no adesivo, para a malha com refinamentos de grau 1, 2 e 3, este valor foi reduzindo, respectivamente, de 0.35 mm, 0.25 mm e 0.15 mm. Sendo assim, a relação entre o elemento coesivo e o elemento sólido utilizado no laminado, na malha com grau 3 apresentou um valor de 6.66, ou seja, o elemento de interface encontra-se com um refino 6.66 vezes maior que o elemento em que o mesmo está aderido. A Tabela 4.4 apresenta um resumo das informações citadas acima.

Tabela 4.4- Relação das malhas utilizadas nas análises do modelo DCB – elemento de coesão.

Malha	Nº total de elementos	Nº de nós	Nº de elementos ao longo do comprimento do elemento de coesão
1	3564	7400	100
2	7038	14456	140
3	19550	39732	233

As propriedades mecânicas aplicadas neste caso, como já explicado anteriormente, podem ser verificadas na Tabela 4.1. Porém, por se tratar de uma análise de um corpo de prova DCB, onde apenas o Modo I de carregamento é

aplicado, a relação Γ_{II} / Γ_T é igual a 0. Portanto, ao se utilizar a equação 3.47 fica claro que o valor de Γ_I é igual a Γ_C . O critério B-K fica reduzido basicamente a:

$$\Gamma_C = \Gamma_N + (\Gamma_S - \Gamma_N) \left(\frac{\Gamma_{II}}{\Gamma_T} \right)^\eta, \text{ com } \Gamma_T = \Gamma_I + \Gamma_{II}$$

$$\Gamma_C = 0.969 + (1.719 - 0.969)(0)^\eta$$

$$\Gamma_C = \Gamma_N = 0.969 \text{ N/mm} \quad (3.47)$$

O parâmetro de rigidez inicial é um item ao qual se deve dar muita atenção. A fórmula para a obtenção da rigidez é a equação 3.24. Porém, o valor utilizado por CAMANHO & D'ÁVILA (2002) para K , em seu trabalho, é de $1 \times 10^6 \text{ N/mm}^3$ ($K_{11} = K_{22} = K_{33}$). O valor adotado para a energia de fratura no Modo I de carregamento $\Gamma_N = \Gamma_C$ é de 0.969 N/mm . Neste caso, Γ_S e Γ_I possuem valor nulo. Este é o parâmetro para a evolução de dano. Na caracterização do início do dano, ou seja, para que a equação 3.43 (critério quadrático de iniciação do dano) seja satisfeita, o valor de σ_n^0 é igual a 80 MPa e de τ_s^0 é 100 MPa .

Para a caracterização dos elementos sólidos, a condição de ortotropia é imposta, e as propriedades elásticas podem ser observadas na Tabela 4.1. A direção de laminação do compósito é a mesma direção do comprimento L , portanto esta é a direção da propriedade E_{11} . A direção de E_{22} encontra-se na mesma direção que encontra-se a espessura $2h$ do corpo de prova, enquanto E_{33} na direção da largura W . A seguir, são apresentados os resultados para a malha com grau de refino 3.

Os resultados para esta análise (malha com grau de refino 3) são muito satisfatórios, sendo que o valor obtido para a força máxima P_{max} , chegou muito próximo dos valores de referência (força máxima experimental = 147.11 N ; força máxima numérica = 153.27 N) obtidos por CAMANHO & D'ÁVILA (2002). A seguir, são comentados os detalhes destes resultados. A Figura 4.12 apresenta o gráfico gerado relacionando a força (P) de reação à abertura da pré-delaminação com o deslocamento imposto (Δu) na extremidade do aparato DCB, comparando os resultados da presente análise com os obtidos pela referência numericamente e experimentalmente.

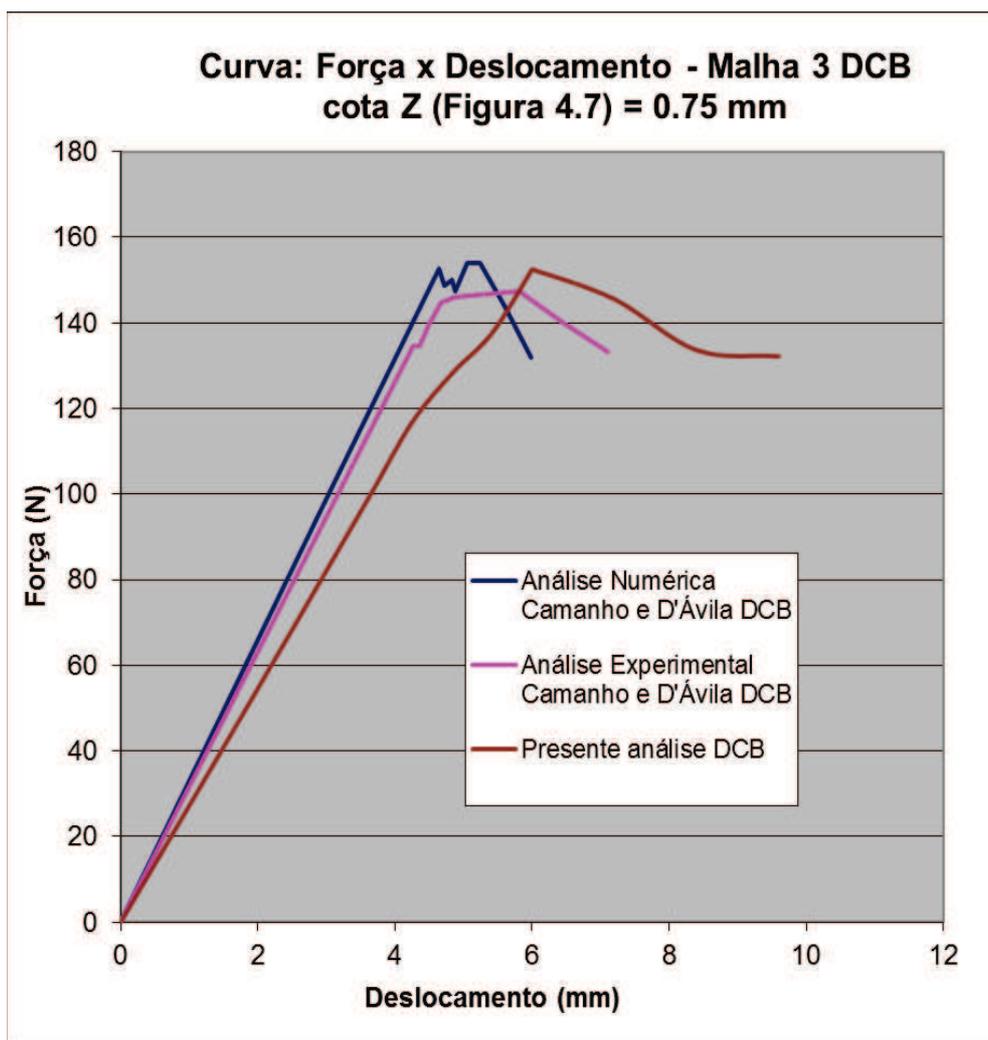


Figura 4.12- Curva: “Força vs Deslocamento” – grau de refino 3 na malha – modelo DCB – cota (Figura 4.7) 0.75 mm.

Primeiramente, apresenta-se o diagrama das tensões principais obtidas (Figura 4.13), onde o valor de σ_n^0 iguala-se a 80 MPa (no elemento de coesão). Este é um indicador de que a equação 3.43 (critério de falha quadrático) está se igualando a 1, significando que o dano está se iniciando neste exato momento. A Figura 4.14 ilustra apenas o elemento de coesão neste mesmo incremento (da Figura 4.13), para se observar com mais facilidade as tensões geradas na região. Percebe-se nesta imagem (Figura 4.14) que o local onde a máxima tensão é verificada encontra-se exatamente na transição entre a pré-delaminação e o elemento de coesão.

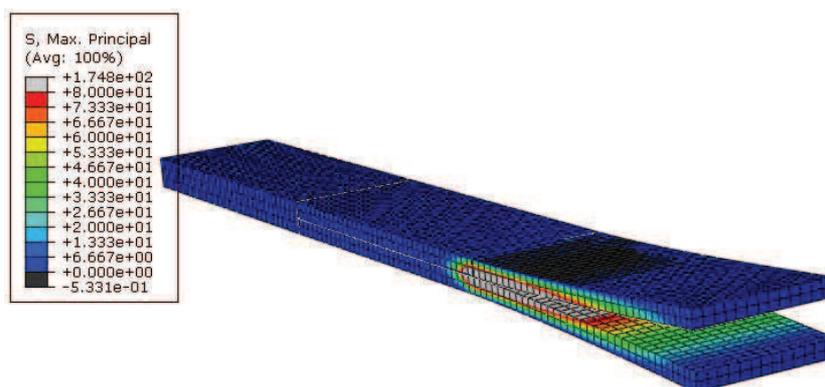


Figura 4.13- Diagrama de Tensões Principais Máximas (MPa) – modelo DCB.

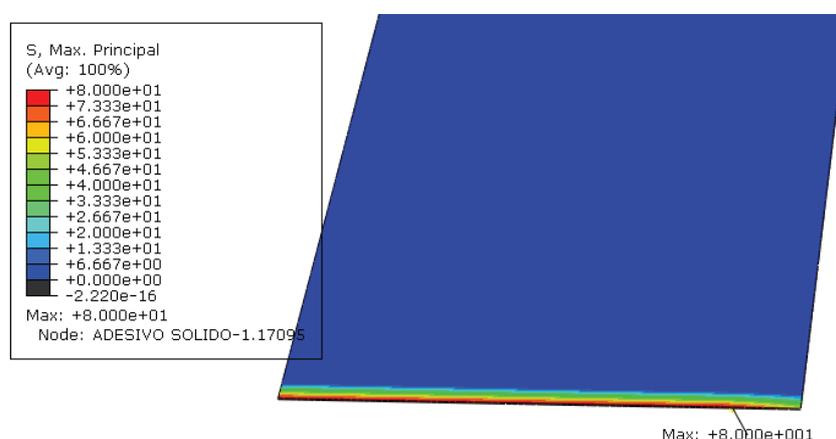


Figura 4.14- Diagrama de Tensões Principais Máximas (MPa) no elemento de interface – modelo DCB – $\sigma_{\text{máx}}=80\text{MPa}$.

O próximo passo é verificar se o critério de falha quadrático (equação 3.43) foi realmente atingido, não apenas pelo valor de tensão gerada. A Figura 4.15 apresenta os resultados para o parâmetro que indica o início do dano na região de adesão no mesmo incremento de carga demonstrado na Figura 4.14 (quando σ_n^0 iguala-se a 80 MPa), lembrando que a equação 3.43 é satisfeita quando o seu resultado iguala-se a 1, ou seja, neste momento inicia-se o dano. No ABAQUS, o dado de saída que indica este parâmetro é o QUADSCRT. Importante ressaltar que neste momento o dano está se iniciando apenas na região de transição da pré-delaminação e, portanto, o restante do elemento de coesão ainda encontra-se íntegro e sua rigidez não está inteiramente alterada (reduzida). Consequentemente, o adesivo ainda oferece resistência contra a abertura da fissura no compósito. Isto explica o motivo de neste momento o carregamento P ainda ser de 85 N, e não o carregamento máximo observado no histórico da análise.

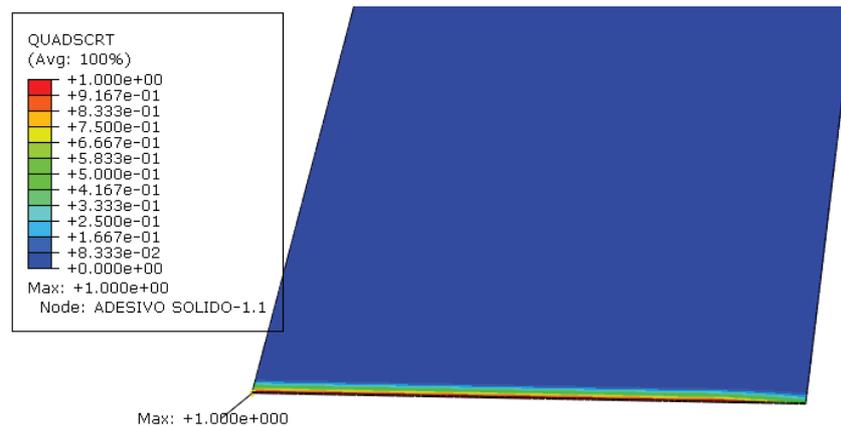


Figura 4.15- Momento em que se inicia o dano no elemento de coesão – equação 3.43 igualando-se a 1 – modelo DCB.

A Figura 4.16 apresenta o dano se iniciando ao longo do restante do elemento de interface (equação 3.43 atingindo valor igual a 1), e não somente na sua extremidade. É neste incremento de carga que a rigidez do adesivo já começa a não mais oferecer resistência contra a força P que está sendo aplicada nas extremidades do corpo de prova, ou seja, a rigidez da região é alterada e inicia-se a degradação do elemento de coesão. Este é o momento em que o valor máximo de $P_{m\acute{a}x}$ é atingido (152.50 N), sendo que, a partir deste ponto, nos incrementos seguintes, o valor para P começa a decrescer.

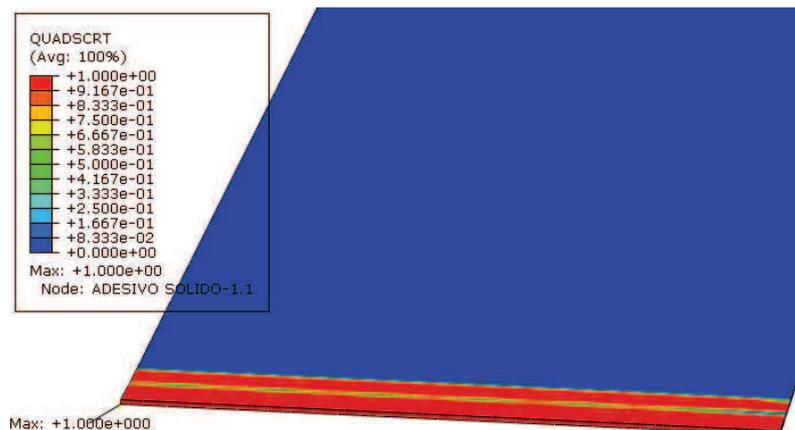


Figura 4.16- Dano se propagando para o restante do elemento de coesão (equação 3.43 igual a 1)– momento em que a força P começa a decrescer – modelo DCB.

O próximo passo é a observação da evolução do dano, controlando-se a variável de dano d (que varia de 0 a 1), apresentada na equação 3.34. No ABAQUS, o “output” a ser verificado neste caso é o SDEG. Para este caso, quando o valor de d iguala-se a 1 (no ABAQUS, SDEG=1), significa que o dano pode ser considerado completo na região em questão. A Figura 4.17 apresenta o diagrama com os valores obtidos para a variável $d = 1$ no mesmo incremento de tempo na Figura 4.16, ou seja, a partir do momento em que o valor de P começa a decrescer.

Na região inicial da pré-delaminação, observa-se que $d = 1$ apenas nesta região localizada (Figura 4.17), ainda não tendo atingido tal valor para regiões mais interiores. Porém, com o aumento dos incrementos de carga, o dano ($d = 1$) vai se propagando para o interior do elemento de coesão, até o momento em que se atinge a perda da rigidez do elemento. A Figura 4.18 apresenta este exato incremento, sendo este o momento da delaminação, ou falha completa do composto analisado.

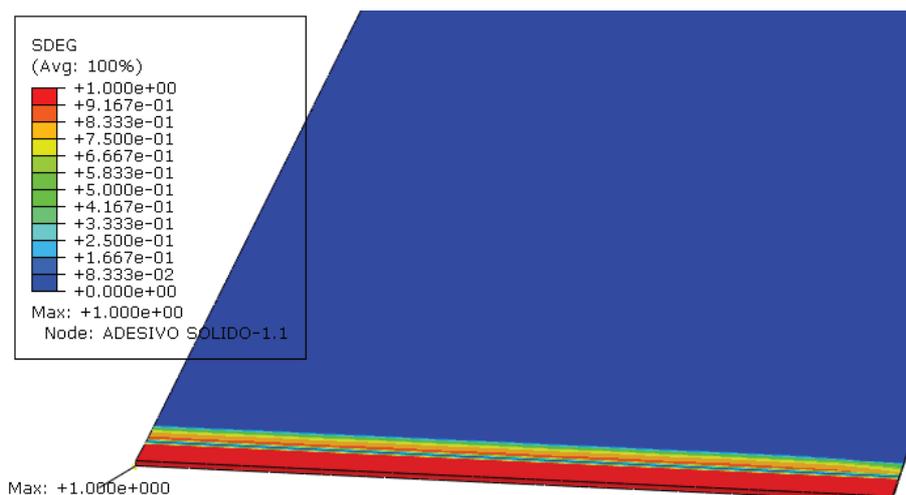


Figura 4.17- Região onde o dano encontra-se completo (equação 3.34 igual a 1)– incremento em que a força máxima é atingida – modelo DCB.

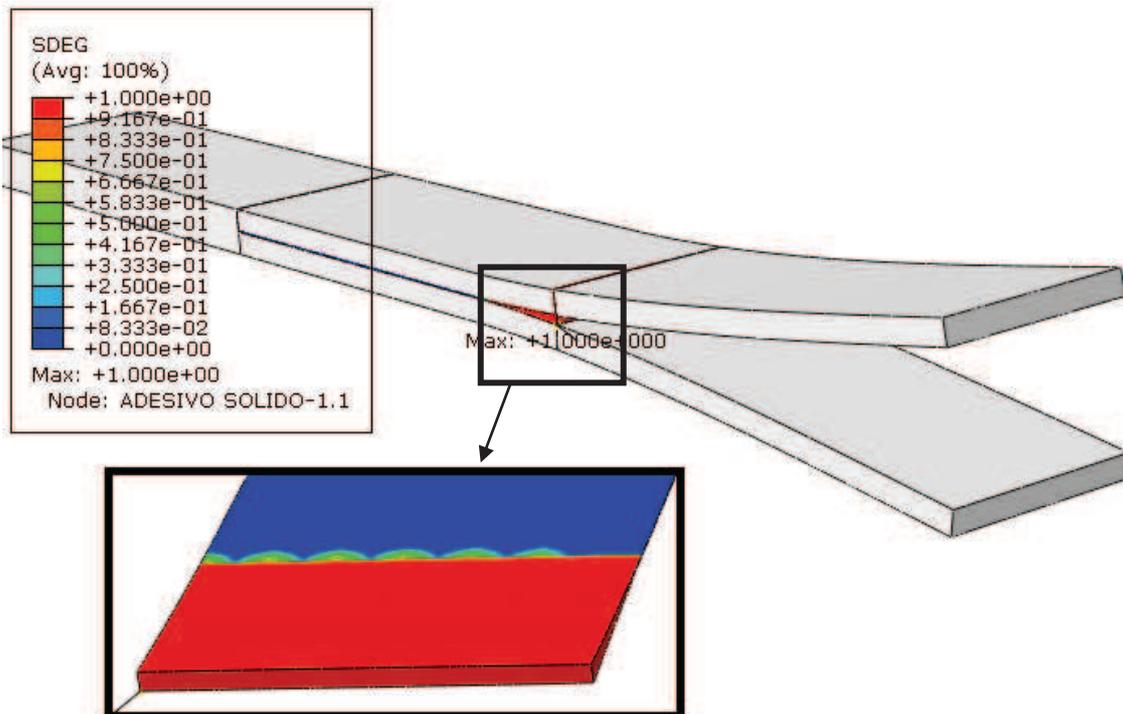


Figura 4.18- Incremento no qual o dano completo ocorre, e o elemento já não oferece mais resistência – modelo DCB.

Quando $d = l$ numa certa região do elemento de coesão (Figura 4.17), a resistência contra a força P aplicada começa a decrescer, até atingir o ponto ilustrado na Figura 4.18, sendo este o momento de perda total de rigidez do adesivo. Os valores obtidos de $P_{máx}$ e Δu , demonstrados no gráfico apresentado na Figura 4.12, são de 152.5 N e 6.0 mm, respectivamente. Ao se comparar tais resultados com os valores de referência (Força experimental = 147.11 N; Força numérica = 153.27 N; $\Delta u = 5.82$ mm deslocamento experimental; $\Delta u = 5.24$ mm deslocamento numérico), obtidos por CAMANHO & D'ÁVILA (2002) em ensaios laboratoriais, observam-se erros relativos entre os valores encontrados. A Tabela 4.5 e Tabela 4.6 demonstram esta comparação entre os resultados. Importante ressaltar que tal deslocamento considera a abertura total da pré-delaminação, portanto, é a soma do deslocamento do braço superior com o braço inferior ($\Delta u_{sup} + \Delta u_{inf}$).

Tabela 4.5- Comparação entre os resultados de Força Máxima obtida – Malha grau 3 – modelo DCB.

$P_{máx}$ experimental (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])	$P_{máx}$ numérico (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])	$P_{máx}$ numérico (presente análise)	Erro relativo ($P_{máx}$ experimental)	Erro relativo ($P_{máx}$ numérica)
147.11 N	153.27 N	152.50 N	3.66 %	0.5 %

Tabela 4.6- Comparação entre os resultados de Deslocamento Máximo obtido – Malha grau 3 – modelo DCB.

Deslocamento experimental (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])	Deslocamento numérico (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])	Deslocamento Δu (presente análise)	Erro relativo ($\Delta u_{máximo}$ experimental)	Erro relativo ($\Delta u_{máximo}$ numérico)
5.82 mm	5.24 mm	6 mm	3 %	14.5 %

Observando-se a Figura 4.12, a Tabela 4.5 e Tabela 4.6, percebe-se que os valores obtidos apresentam uma similaridade muito grande com os valores de referência, especialmente comparando-se a análise numérica aqui realizada com os valores experimentais de CAMANHO & DÁVILA (2002). Porém, percebe-se que a curva obtida no presente trabalho apresenta uma angulação, referente à elasticidade, um pouco defasada com relação às curvas numéricas e experimentais dos autores citados. Importante ressaltar que tais autores não especificam exatamente o ponto de aplicação do carregamento. Portanto, a cota Z inicial (Figura 4.7) utilizada nesta primeira análise DCB é de 0.75 mm como uma primeira tentativa de convergência.

Da Tabela 4.7 a Tabela 4.10 são apresentados os resultados obtidos para as malhas com grau de refino 1 e 2.

Tabela 4.7- Comparação entre os resultados de Força Máxima obtida – Malha grau 1 – modelo DCB.

$P_{máx}$ experimental (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])	$P_{máx}$ numérico (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])	$P_{máx}$ numérico (presente análise)	Erro relativo ($P_{máx}$ experimental)	Erro relativo ($P_{máx}$ numérica)
147.11 N	153.27 N	156 N	6.04 %	1.78 %

Tabela 4.8- Comparação entre os resultados de Deslocamento Máximo obtido – Malha grau 1 - modelo DCB.

Deslocamento experimental (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])	Deslocamento numérico (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])	Deslocamento Δu (presente análise)	Erro relativo ($\Delta u_{máximo}$ experimental)	Erro relativo ($\Delta u_{máximo}$ numérico)
6.129 mm	5.42 mm	7.2 mm	23.7 %	37.4 %

Tabela 4.9- Comparação entre os resultados de Força Máxima obtida – Malha grau 2 - modelo DCB.

$P_{máx}$ experimental (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])	$P_{máx}$ numérico (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])	$P_{máx}$ numérico (presente análise)	Erro relativo ($P_{máx}$ experimental)	Erro relativo ($P_{máx}$ numérica)
147.11 N	153.27 N	155.36 N	5.60 %	1.36 %

Tabela 4.10- Comparação entre os resultados de Deslocamento Máximo obtido – Malha grau 2 - modelo DCB.

Deslocamento experimental (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])	Deslocamento numérico (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])	Deslocamento Δu (presente análise)	Erro relativo ($\Delta u_{máximo}$ experimental)	Erro relativo ($\Delta u_{máximo}$ numérico)
6.129 mm	5.42 mm	7.2 mm	23.7 %	37.4 %

Observando-se da Tabela 4.7 a Tabela 4.10, pode-se notar que o resultado obtido para $P_{máx}$ é bastante satisfatório, tanto para a malha 1 quanto para a malha 2. Porém, também fica claro que ao se analisar o deslocamento necessário para se atingir tal carregamento, os resultados obtidos deixam bastante a desejar. O erro relativo entre o resultado de Δu obtido na análise numérica, com as análises experimental e numérica realizadas por CAMANHO & D'ÁVILA (2002), é de 23.7% e 37.4%, respectivamente, significando uma diferença muito grande de valores. Por este motivo, a malha com grau de refino 3 apresenta (Tabela 4.5 e Tabela 4.6) os valores mais satisfatórios, tanto pelo lado da força máxima aplicada quanto pelo lado do deslocamento imposto para se atingir tal carregamento.

As Figura 4.20 e 4.21 mostram o deslocamento (Δu) imposto em relação ao parâmetro de início do dano (critério de falha quadrático), governado pela equação 3.43 (medição realizada na extremidade do corpo de prova – nó 3). Lembrando que o início do dano se dá quando a equação 3.43 se iguala a 1 (obs: ver Figura 4.19 para

um melhor entendimento das regiões de medição citadas a seguir). A primeira imagem (Figura 4.20) apresenta medição do início do dano na Região (a) de interface entre elemento de interface e pré-delaminação. A segunda imagem (Figura 4.21) mostra a medição do mesmo parâmetro, porém, na região (b) mais adentro do elemento de coesão, deslocado a 2 mm do ponto (a). Este ponto (b) na realidade corresponde ao local onde é observado o pico de força máxima obtida, ou seja, ponto onde o elemento já começa a não oferecer resistência à carga aplicada. Estas imagens têm a função de demonstrar que o dano se inicia em diferentes momentos no adesivo em si.

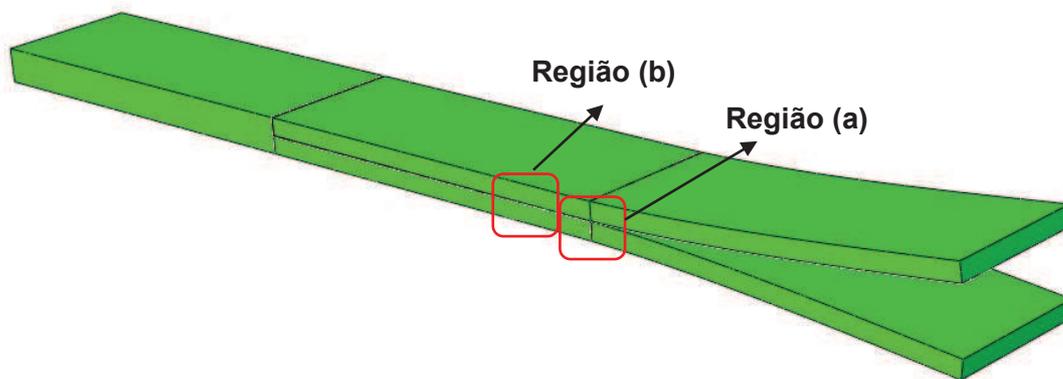


Figura 4.19- Regiões (a) e (b), onde são retirados os valores do critério de falha quadrático - modelo DCB.

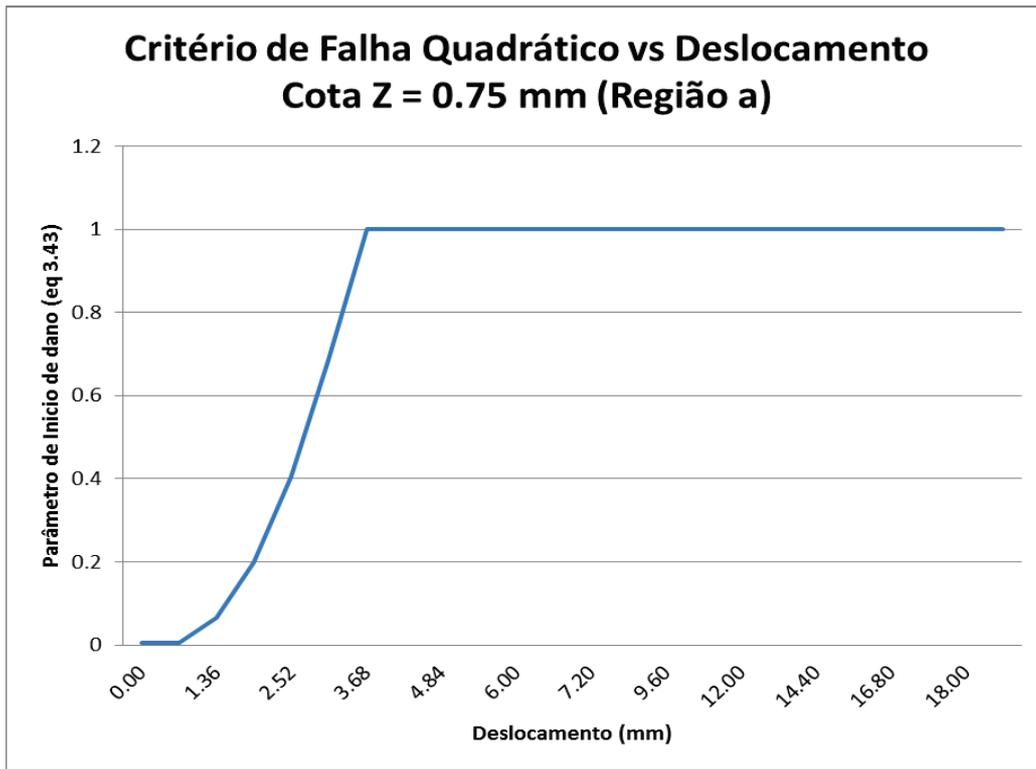


Figura 4.20- Curva: Cr terio de Falha Quadrático vs Deslocamento na extremidade do corpo de prova – grau de refino 3 – Região (a) modelo DCB.

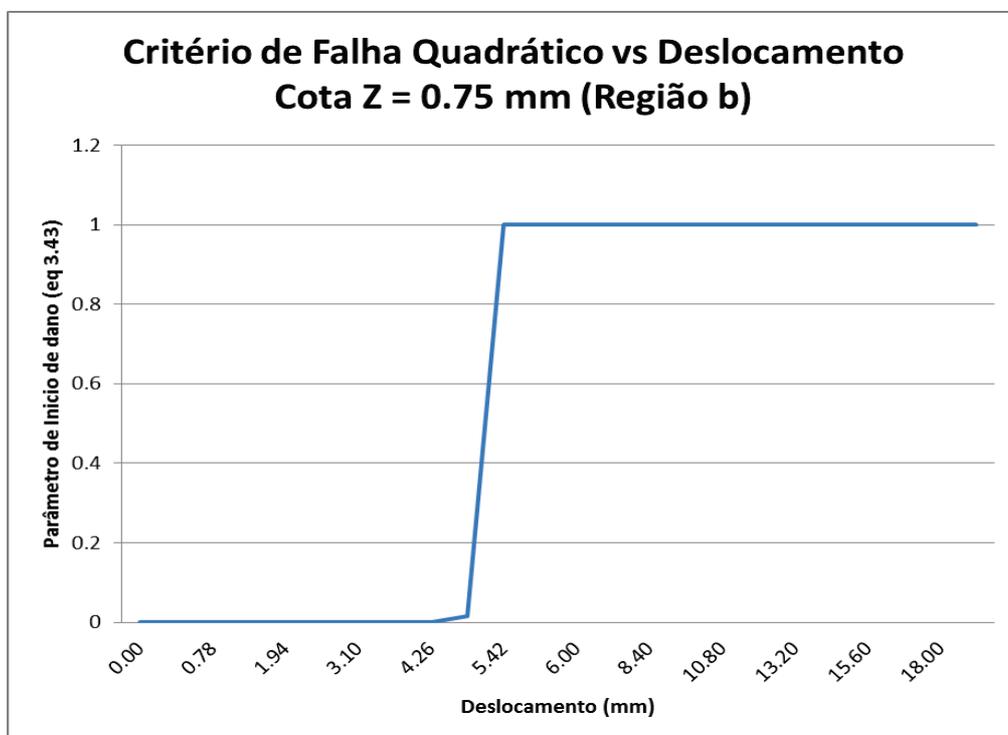


Figura 4.21- Curva: Cr terio de Falha Quadrático vs Deslocamento na extremidade do corpo de prova – grau de refino 3 – Região (b) modelo DCB.

A Figura 4.22 e Figura 4.23 apresentam o deslocamento (Δu) imposto em relação ao parâmetro de evolução do dano d atingindo o valor de 1, governado pela equação 3.34, ou seja, quando o elemento de adesão perde por completo sua rigidez. Novamente são apresentados os resultados nas regiões (a) e (b). Estas imagens têm a função de demonstrar que o dano também se torna completo em diferentes regiões e em diferentes momentos no adesivo.

Observando-se a Figura 4.20, percebe-se que para se atingir o parâmetro de início de dano (equação 3.43 igual a 1) no primeiro ponto do elemento de coesão, é necessário um deslocamento muito maior que o apresentado no gráfico da Figura 4.21. Isto ocorre pelo fato de a rigidez do adesivo já ter reduzido o seu valor, e não mais apresentar a mesma resistência às forças externas a partir do momento em que o dano se inicia. A mesma comparação pode ser feita entre a Figura 4.22 e Figura 4.23, sendo que neste caso o parâmetro analisado é o valor de d (equação 3.34) atingindo magnitude igual a 1, sendo este o momento em que o ponto analisado já perdeu completamente a sua rigidez.

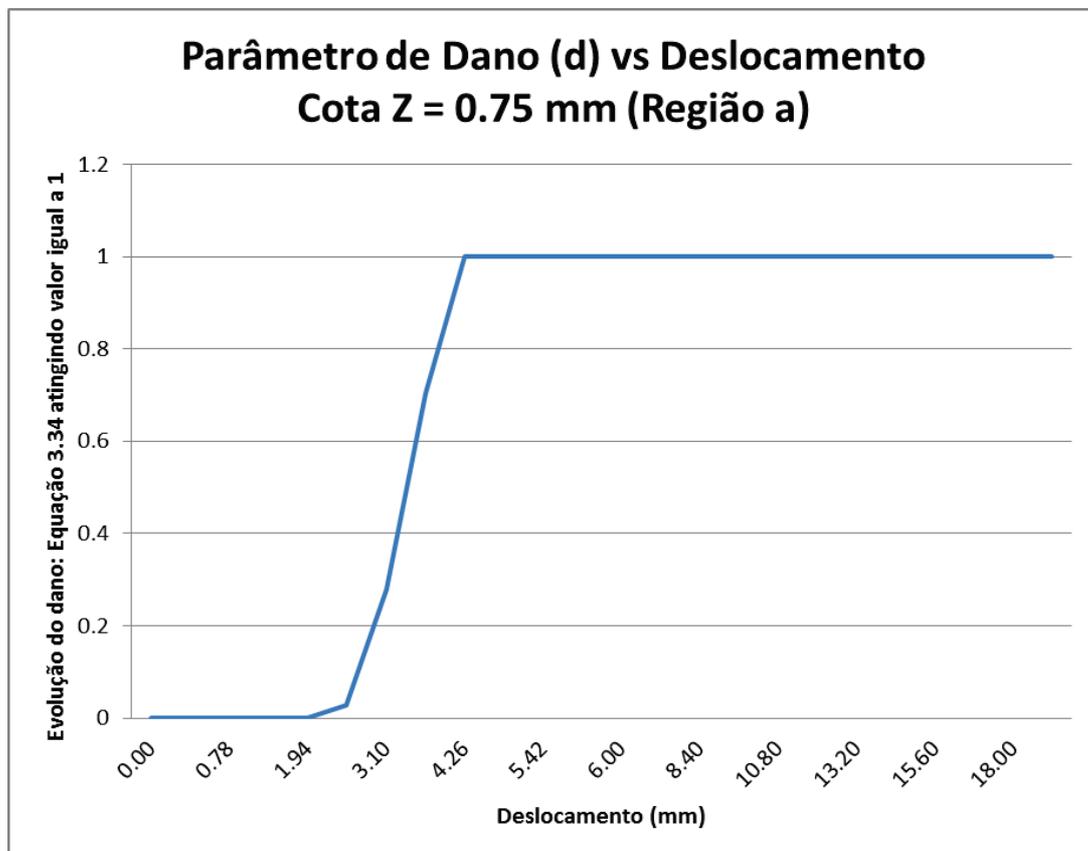


Figura 4.22- Curva: Parâmetro de Dano (d) vs Deslocamento na extremidade do corpo de prova – grau de refino 3 – Região (a) modelo DCB.

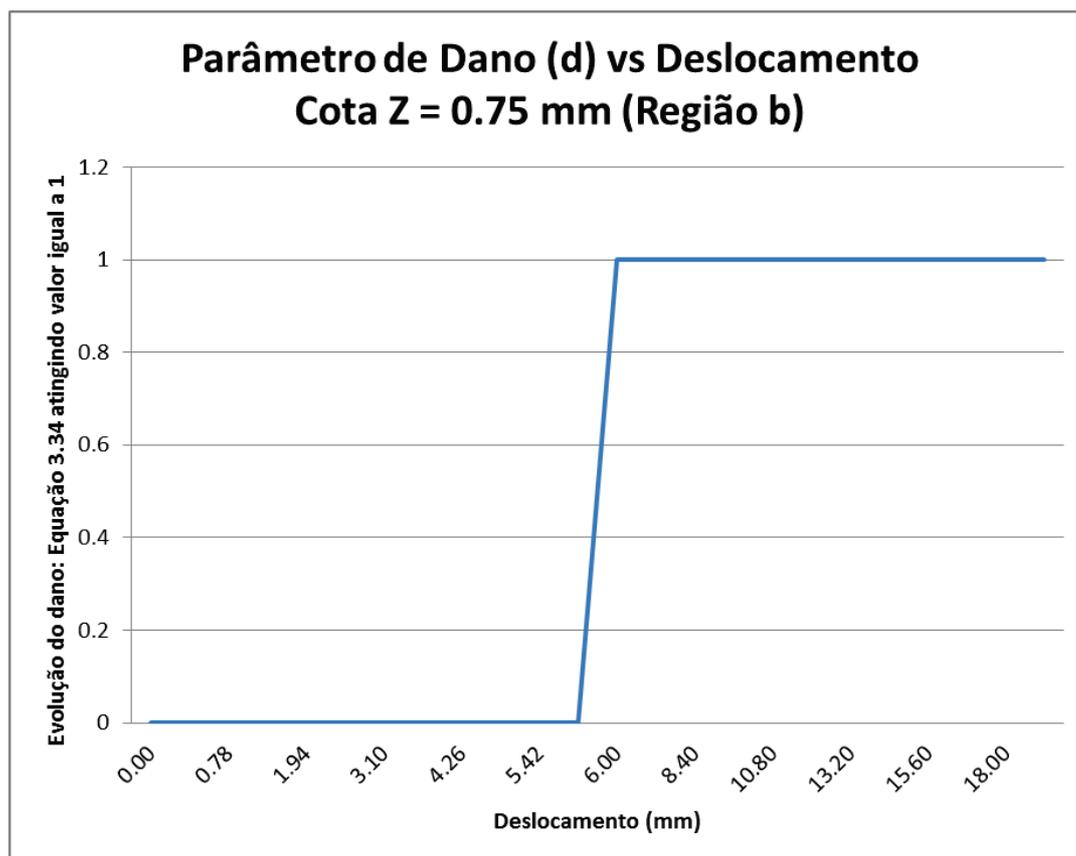


Figura 4.23- Curva: Parâmetro de Dano (d) vs Deslocamento na extremidade do corpo de prova – grau de refino 3 – Região (b) modelo DCB.

Portanto, são apresentados os resultados obtidos para o modelo DCB com uma cota Z inicial de 0.75 mm. Uma das razões que explica os valores obtidos para os erros relativos nesta análise encontra-se no ponto de aplicação de força em si (cota Z), sendo este o mesmo local onde a medição do deslocamento é controlada. Em seu trabalho, CAMANHO & D'ÁVILA (2002) não especificam exatamente o local onde se encontra este ponto. Por este motivo mais duas análises são realizadas, porém, desta vez alterando-se a distância inicial do ponto de aplicação de força de 0.75 mm (cota na Figura 4.7) para as seguintes cotas:

- 1.5 mm
- 2.25 mm.

A Figura 4.24 apresenta o gráfico de Força x Deslocamento obtido para a cota de 1.5 mm, e a Tabela 4.11 e Tabela 4.12 mostram os erros relativos obtidos para a mesma cota. Já a Figura 4.25 ilustra o gráfico de Força x Deslocamento obtido para a cota de 2.25 mm, e a Tabela 4.13 e Tabela 4.14 mostram os erros relativos obtidos

para esta análise em questão. Por estes resultados pode-se observar que ao se aumentar a distância do ponto de aplicação de carga, a força máxima tende a aumentar o seu valor, enquanto o deslocamento tende a diminuir.

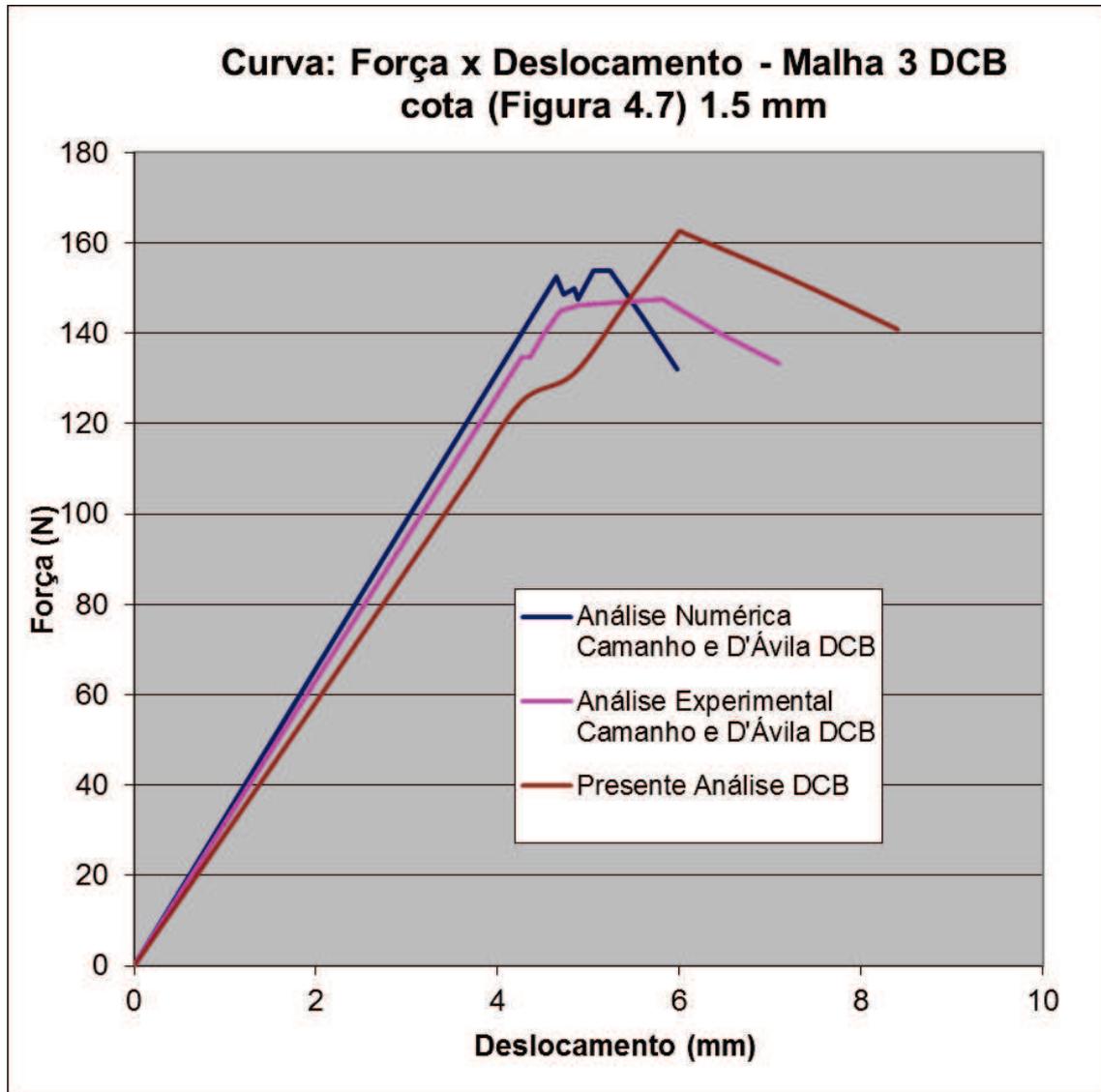


Figura 4.24- Curva: “Força vs Deslocamento – grau de refino 3 na malha – modelo DCB – cota (Figura 4.7) 1.5 mm.

Tabela 4.11- Comparação entre os resultados de Força Máxima obtida – Malha grau 3 – modelo DCB – cota (Figura 4.7) 1.5 mm.

$P_{m\acute{a}x}$ experimental (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])	$P_{m\acute{a}x}$ numérico (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])	$P_{m\acute{a}x}$ numérico (presente análise)	Erro relativo ($P_{m\acute{a}x}$ experimental)	Erro relativo ($P_{m\acute{a}x}$ numérica)
147.11 N	153.27 N	162.66 N	10.57 %	6.12 %

Tabela 4.12- Comparação entre os resultados de Deslocamento Máximo obtido –
Malha grau 3 – modelo DCB - cota (Figura 4.7) 1.5 mm.

<i>Deslocamento experimental (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])</i>	<i>Deslocamento numérico (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])</i>	Deslocamento Δu (presente análise)	Erro relativo ($\Delta u_{máximo}$ experimental)	Erro relativo ($\Delta u_{máximo}$ numérico)
5.82 mm	5.24 mm	6 mm	0.34 %	10.68 %

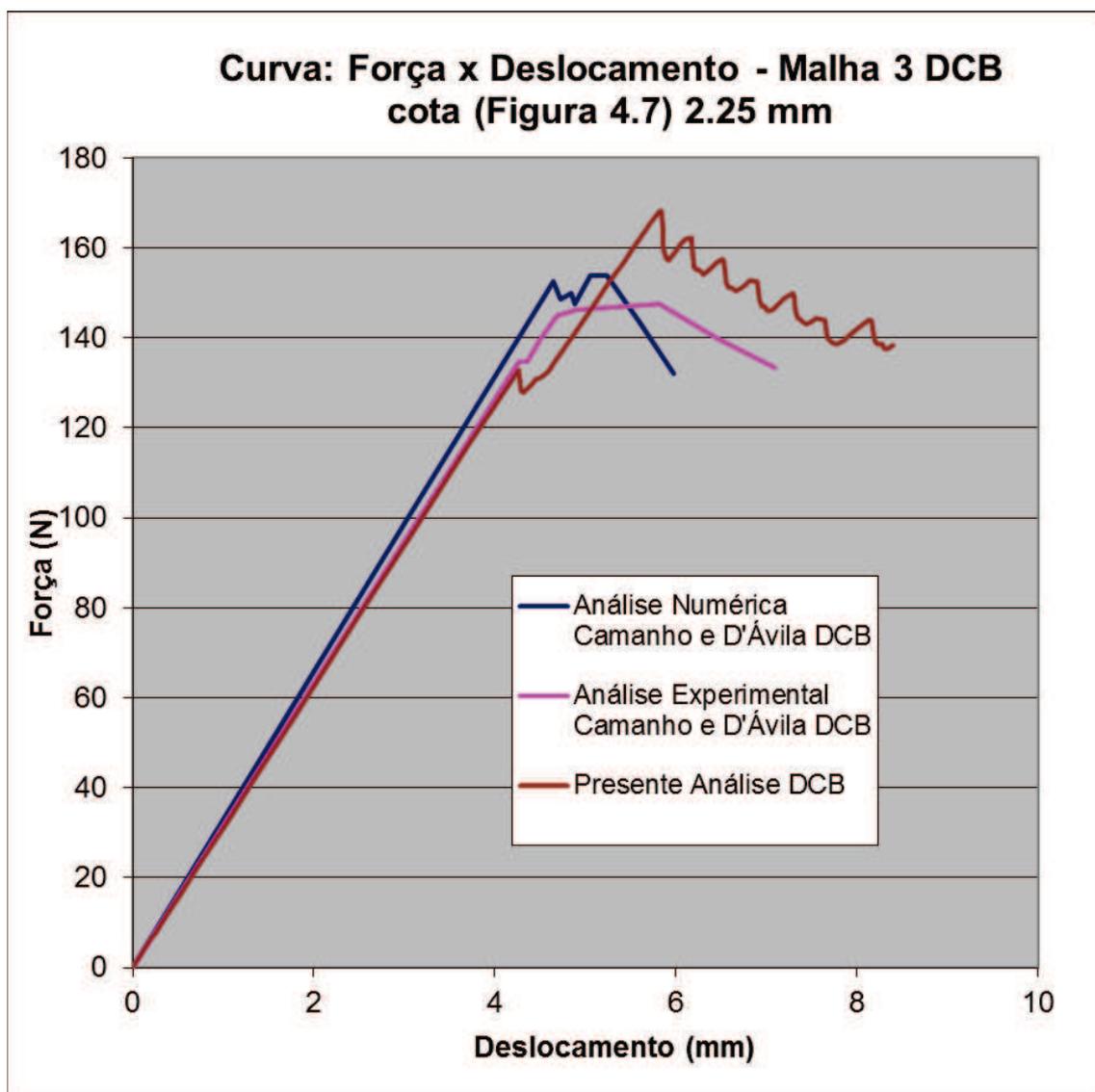


Figura 4.25- Curva: “Força vs Deslocamento – grau de refino 3 na malha – modelo DCB – cota (Figura 4.7) 2.25 mm.

Tabela 4.13- Comparação entre os resultados de Força Máxima obtida – Malha grau 3 – modelo DCB – cota (Figura 4.7) 2.25 mm

$P_{máx}$ experimental (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])	$P_{máx}$ numérico (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])	$P_{máx}$ numérico (presente análise)	Erro relativo ($P_{máx}$ experimental)	Erro relativo ($P_{máx}$ numérica)
147.11 N	153.27 N	168.34 N	14.43 %	9.83 %

Tabela 4.14- Comparação entre os resultados de Deslocamento Máximo obtido – Malha grau 3 – modelo DCB - cota (Figura 4.7) 2.25 mm

Deslocamento experimental (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])	Deslocamento numérico (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])	Deslocamento Δu (presente análise)	Erro relativo ($\Delta u_{máximo}$ experimental)	Erro relativo ($\Delta u_{máximo}$ numérico)
5.82 mm	5.24 mm	6 mm	0.17 %	11.26 %

Os resultados apresentados acima mostram que a análise numérica do aparato DCB realizada neste trabalho gera resultados muito próximos dos obtidos por CAMANHO & D'ÁVILA (2002). Ao se observar a Tabela 4.12, a Tabela 4.5 e Tabela 4.6, pode-se notar um erro relativo muito baixo entre os valores aqui obtidos comparados com os valores de referência. A explicação para a existência de tais erros relativos é feita ao se comparar os resultados obtidos ao se alterar a distância inicial do ponto de aplicação de força (inicialmente de 0.75mm) para 1.5 mm em uma segunda análise e, posteriormente, para 2.25 mm em uma terceira análise, ainda no modelo DCB. Os resultados comparativos entre tais análises demonstram que tal cota Z (ponto de aplicação da força) constitui numa informação muito importante para os resultados finais obtidos. Em resumo, como o ponto exato de aplicação de força não é citado por CAMANHO & D'ÁVILA (2002), aumenta-se a dificuldade de se encontrar resultados idênticos, ou seja, reduzir os erros relativos a ordens entre 0 % e 2 % tanto para a força quanto para os deslocamentos impostos. Em conclusão, pode-se dizer que a configuração onde a curva gerada na análise DCB mais se aproxima às curvas geradas por CAMANHO & D'ÁVILA (2002) é a que possui a distância do ponto de aplicação de carga a 2.25 mm (Figura 4.25). Nesta análise (cota Z = 2.25 mm), percebe-se que na região de decaimento da força, após o início da perda de rigidez, há uma oscilação muito grande de valores, o que não ocorre nas análises com as cotas Z de 0.75 mm e 1.5 mm. Este fato se deve pelo motivo de, nesta análise com a

cota Z de 2.25 mm, os incrementos de tempo terem sido reduzidos com a finalidade de tentar capturar com mais exatidão os valores de força e deslocamento.

Assim sendo, para o Modo I de início e propagação de dano, pode-se afirmar que o modelo e a metodologia apresentada, juntamente com a calibração do grau de refino da malha, geram resultados muito satisfatórios. Outro fator importante que se deve levar em conta é de que a integração numérica utilizada pelo software ABAQUS é a integração de Gauss e não de Newton-Cotes. Como já descrito por BALZANI & WAGNER (2008) e CAMANHO & D'ÁVILA (2002), a integração numérica de Newton-Cotes leva a um resultado final sem oscilações, ou seja, este método é o mais indicado para estes tipos de análises.

O próximo passo, na seção a seguir, é de se apresentar o modelo utilizado para a verificação do dano no Modo II. O aparato neste caso é denominado de ENF (End Notched Flexure), e os resultados obtidos são novamente comparados com os apresentados por CAMANHO & D'ÁVILA (2002).

4.3 Análise numérica – “End Notched Flexure (ENF)”

Nesta seção é apresentada a análise do modelo computacional ENF realizada em software de elementos finitos (ABAQUS 6.10). São demonstrados detalhes da modelagem do corpo de prova no software, sua malha utilizada, as condições de contorno aplicadas e por fim os resultados obtidos.

Assim como no modelo computacional apresentado na seção anterior (DCB), este modelo possui a mesma geometria do corpo de prova analisado por CAMANHO & D'ÁVILA (2002), assim como as mesmas propriedades mecânicas e a ênfase aqui é, novamente, de comparar os resultados obtidos neste modelo com os resultados de CAMANHO & D'ÁVILA (2002).

O método de modelagem neste caso é exatamente igual ao apresentado para o modelo DCB (seção 4.2). A Figura 4.26 ilustra como é feita a modelagem do aparato para o teste ENF. Novamente, a Região 1 representa a região íntegra do componente, a Região 2 representa o local onde o elemento de coesão é implementado entre as duas camadas do compósito e a região 3 é referente à pré-delaminação criada no componente, possuindo cada uma destas camadas de sólidos uma espessura de 1.56 mm, assim como no modelo DCB. Todas as dimensões são as mesmas das citadas na seção 4.1 (Figura 4.2), e, para o modelo ENF, o valor de a_0 é 39.9 mm (CAMANHO & D'ÁVILA [2002]). Para este modelo, ainda de acordo com BALZANI & WAGNER (2008), o valor inicial de altura do elemento de interface é

suficientemente representado pela relação $h_0 = 2h/100$ e, portanto, como no modelo DCB, a altura inicial do elemento de coesão é de 0.032 mm. Na Figura 4.26 o modelo encontra-se já representado por simetria de 50% do modelo no eixo longitudinal do componente, sendo este o motivo de a cota de largura estar representada por 25.4 mm / 2. Esta simetria é mais bem visualizada na apresentação das condições de contorno posteriormente ainda nesta seção.

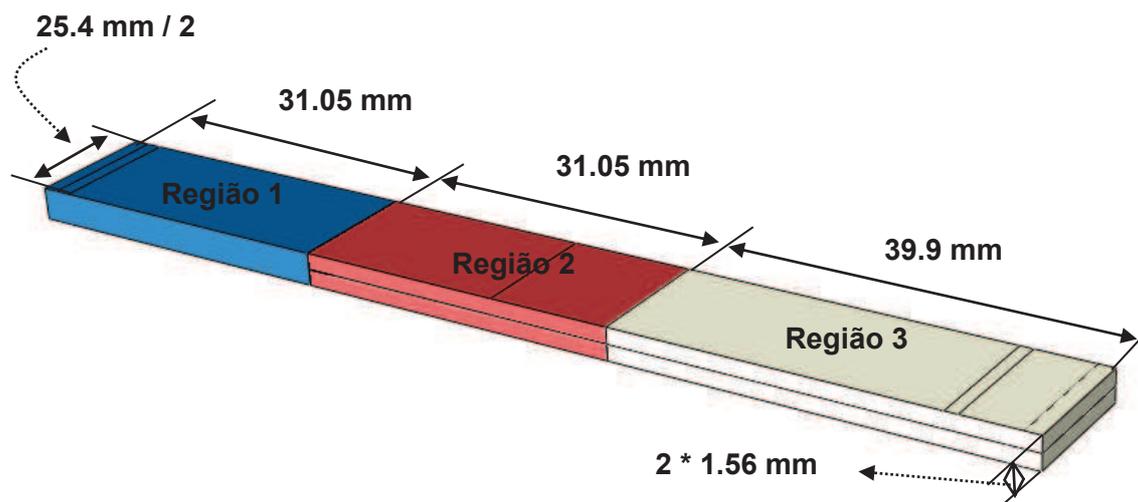


Figura 4.26- Modelagem numérica do modelo ENF.

Basicamente, a diferenciação entre o modelo DCB e ENF, neste caso, é a forma de aplicação das condições de contorno e o local de aplicação do carregamento P no modelo do aparato utilizado, além do valor de a_0 , que neste caso é 39.9 mm, diferentemente do modelo DCB que é de 32.9 mm. A seguir, a forma de aplicação nas restrições e o local de aplicação de P são detalhados.

Para o modelo ENF, assim como no modelo DCB, uma condição de simetria no eixo Z é aplicada, como pode-se observar na Figura 4.27. No aparato DCB, a restrição de engaste é aplicada em apenas uma das extremidades do compósito. Diferentemente, no aparato ENF (Figura 4.28), percebe-se que o ponto de apoio neste caso são localizados a uma certa distância (cota Z na Figura 4.28) de cada uma das duas extremidades do componente, sendo que na parte inferior da Região 1 restringe-se o deslocamento lateral e vertical e na Região 3 restringe-se apenas o deslocamento vertical. Para a primeira análise ENF, estipula-se 2.5 mm para a cota Z (o valor exato não é especificado por CAMANHO & D'ÁVILA (2002)). O grau de liberdade de rotação em torno do eixo Z não é restringido em ambos os lados.

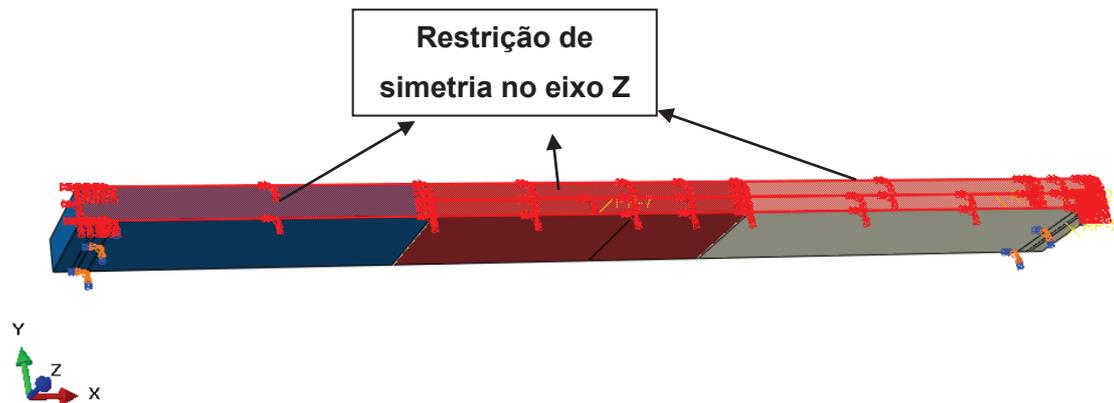


Figura 4.27- Condição de simetria aplicada no modelo ENF.

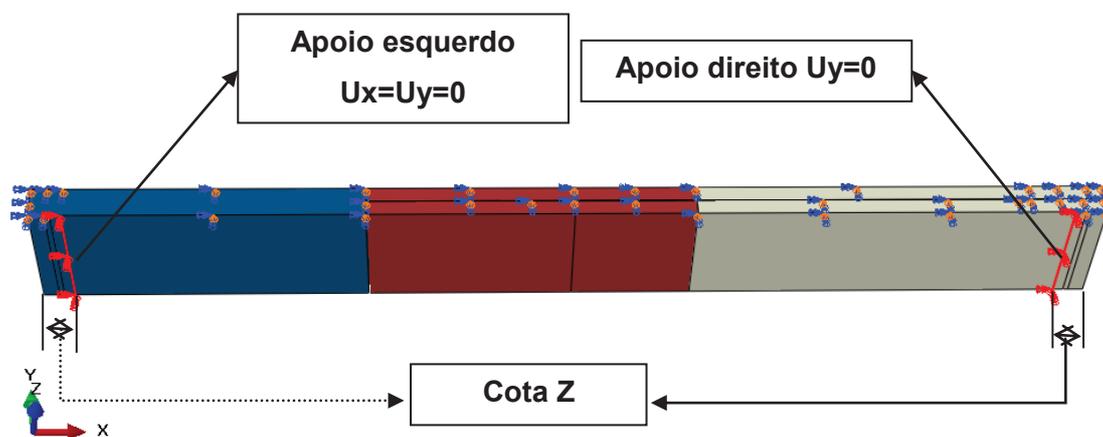


Figura 4.28- Condições de apoio aplicadas no modelo ENF.

A Figura 4.29 mostra o local onde o deslocamento Δu é imposto. Na Figura 4.2 pode-se verificar que o local de aplicação das cargas no corpo de prova ENF é exatamente no seu centro, ou seja, em $L/2$ (com $L = 102\text{mm}$). Neste caso, um “reference point” (RP), ou ponto de referência, foi criado e ligado a uma linha localizada exatamente na região central do modelo ($L/2$), fazendo com que a força de reação seja distribuída sobre toda esta região. Neste ponto de referência, onde aplica-se o deslocamento, é o mesmo ponto onde a força de reação é observada durante todo o histórico da análise.

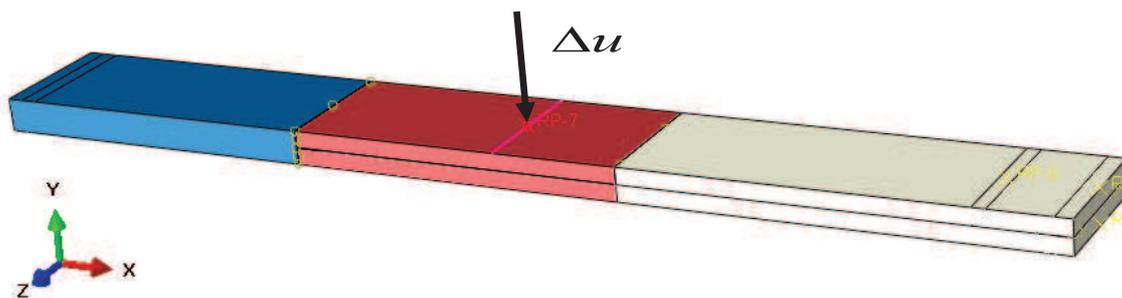


Figura 4.29- Deslocamento imposto no RP, localizado no centro da Região 2.

Para aderir o elemento de coesão às superfícies internas do laminado superior e inferior na Região 2, utiliza-se a mesma forma aplicada no modelo DCB (Figura 4.8).

Outra particularidade da análise do modelo ENF é o contato que existe entre as duas superfícies pré-delaminadas (braço superior e inferior da Região 3) no momento em que a carga central é aplicada. A Figura 4.30 demonstra as faces onde o contato foi estabelecido. Uma informação que se mostrou importante ao se analisar o modelo ENF é o coeficiente de atrito entre as duas superfícies (superior e inferior) na região onde há a pré-delaminação, tendo em vista que seu valor altera o resultado final obtido. Neste caso, o coeficiente de atrito utilizado é de 0.18 (YAMAMOTO & TAKASHIMA [2002]), e a rigidez de penalidade para penetração normal de superfícies estabelecida no software é de 1×10^6 N/mm³ (CAMANHO & D'ÁVILA [2002]).

Como demonstrado anteriormente, para o modelo DCB (seção 4.2), o grau de refino da malha é muito importante para uma maior precisão e confiabilidade nos resultados obtidos. Constatou-se neste caso que, com a malha com grau de refino 3, o resultado convergiu para um valor final mais consistente (baixos erros relativos ao se comparar com os resultados da literatura), tanto para a força aplicada ($P_{máx}$) quanto para o deslocamento imposto (Δu). Portanto, para as análises realizadas no modelo ENF, aplica-se diretamente o mesmo grau de refino utilizado na seção 4.2 para o modelo DCB (Figura 4.31).

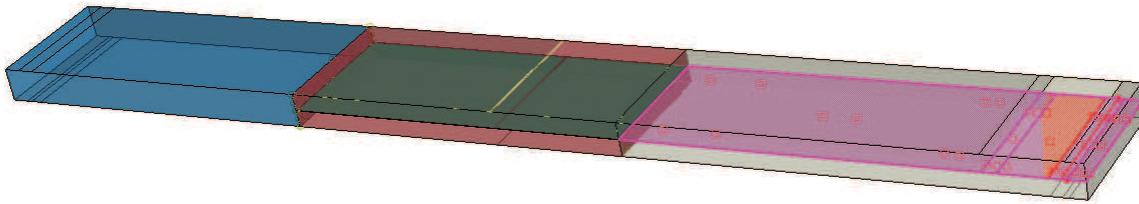


Figura 4.30- Faces onde o contato é estabelecido – modelo ENF.

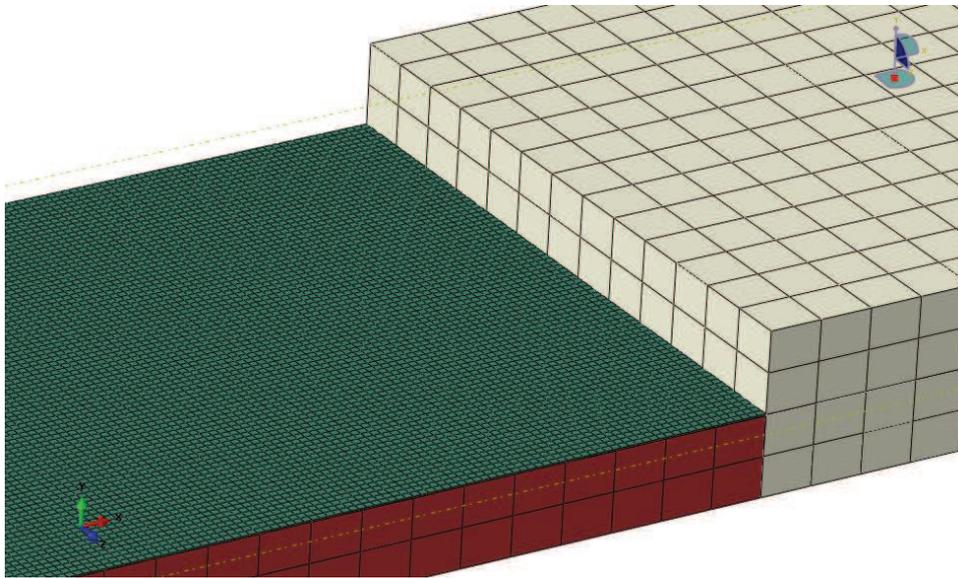


Figura 4.31- Malha gerada – grau de refino 3 no elemento de coesão – modelo ENF.

As propriedades mecânicas aplicadas neste caso, como já explicado anteriormente, podem ser verificadas na Tabela 4.1. Porém, por se tratar de uma análise de um corpo de prova ENF, onde apenas o Modo II de carregamento é aplicado, a relação Γ_{II} / Γ_T torna-se igual a 1. Portanto, ao se utilizar a equação 3.47 constata-se que o valor de Γ_{II} é igual a Γ_C . O critério B-K fica reduzido basicamente a:

$$\Gamma_C = \Gamma_N + (\Gamma_S - \Gamma_N) \left(\frac{\Gamma_{II}}{\Gamma_T} \right)^n, \text{ com } \Gamma_T = \Gamma_I + \Gamma_{II}$$

$$\Gamma_C = 0.969 + (1.719 - 0.969)(1)^n$$

$$\Gamma_C = \Gamma_S = 1.719 \text{ N/mm} \quad (3.47)$$

Como já explicado na seção 4.2, o valor atribuído para K por CAMANHO & D'ÁVILA (2002) é de $1 \times 10^6 \text{ N/mm}^3$ ($K_{11} = K_{22} = K_{33}$). Para a análise do modelo ENF, estes valores serão mantidos.

O valor adotado para a energia de fratura no Modo II de carregamento $\Gamma_S = \Gamma_C$ é de 1.719 N/mm . Este é o parâmetro para a evolução de dano. Na caracterização do início do dano, ou seja, para que a equação 3.43 (critério quadrático de iniciação do dano) seja satisfeita, o valor de σ_n^0 é igual a 80 MPa e de τ_s^0 é 100 MPa .

Para a caracterização dos elementos sólidos, a condição de anisotropia é imposta, e as propriedades elásticas podem ser observadas na Tabela 4.1. A seguir, são apresentados os resultados para a malha com grau de refino 3 no modelo ENF.

Os resultados para esta análise podem ser considerados satisfatórios, sendo que o valor obtido para a força máxima P_{max} , chegou próximo dos valores de referência (força máxima experimental = 733.96 N ; força máxima numérica = 695.94 N) obtidos por CAMANHO & D'ÁVILA (2002). A seguir, são demonstrados os detalhes destes resultados.

Primeiramente, é apresentado o diagrama das tensões principais obtidas (Figura 4.32), onde o valor de τ_s^0 iguala-se a 100 MPa (no elemento de coesão). Este é um indicador de que a equação 3.43 (critério de falha quadrático) está se igualando a 1, significando que o dano está se iniciando neste exato momento. A Figura 4.33 mostra apenas o elemento de coesão neste mesmo incremento (da Figura 4.32), para que seja visualizado com mais facilidade as tensões na região do adesivo. Percebe-se nesta imagem (Figura 4.33) que o local onde a máxima tensão é verificada encontra-se exatamente na transição entre a pré-delaminação e o elemento de coesão.

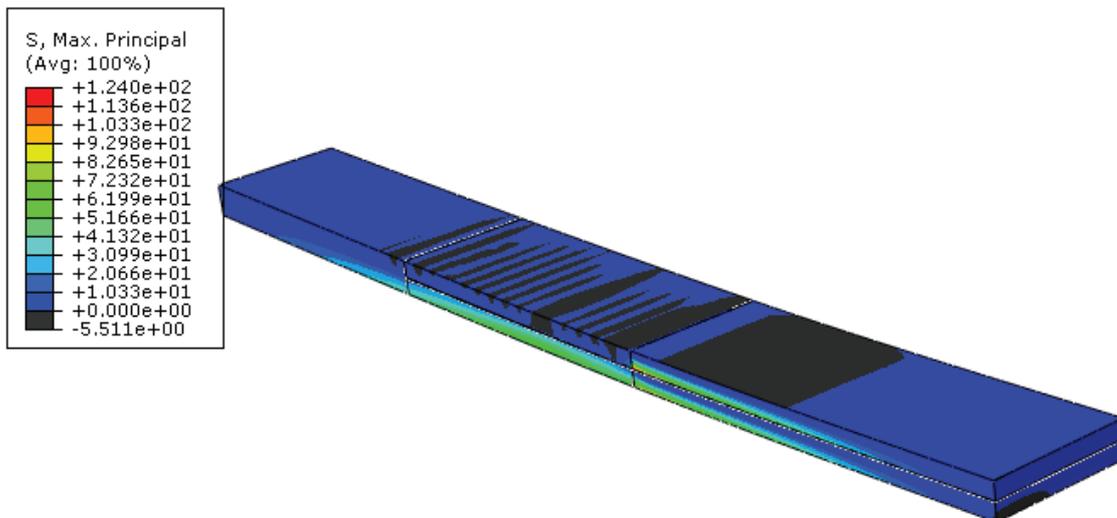


Figura 4.32- Diagrama de Tensões Principais Máximas – ENF test.

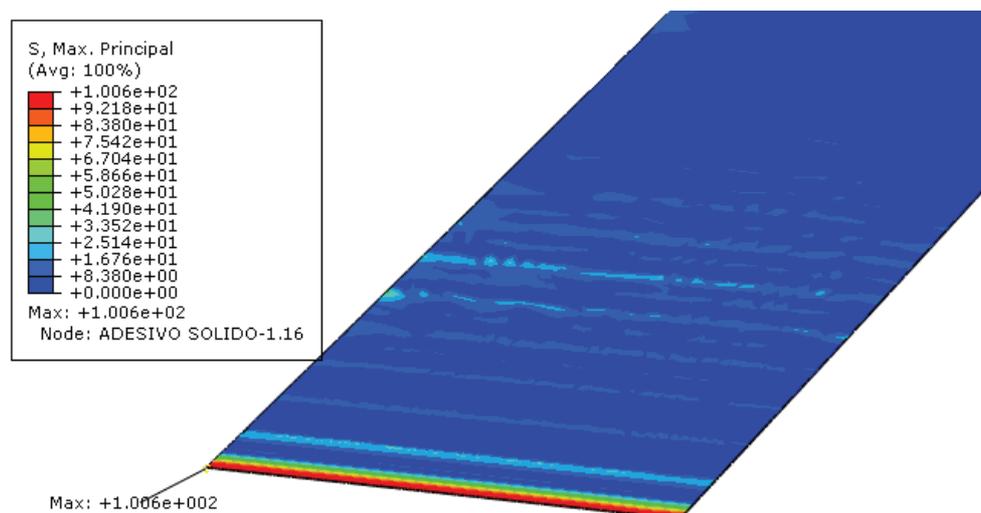


Figura 4.33- Diagrama de Tensões Principais Máximas (MPa) no elemento de interface – ENF test – $\tau_S^0 = 100\text{MPa}$.

A Figura 4.34 mostra que, embora já haja um deslocamento imposto no corpo ENF, deformando-o, o mesmo não é tão perceptível. Porém, é possível de se verificar que a camada superior do compósito já inicia um deslizamento lateral, provando que a carga centrada com as duas extremidades apoiadas realmente geram uma carga de natureza cisalhante no elemento de interface.

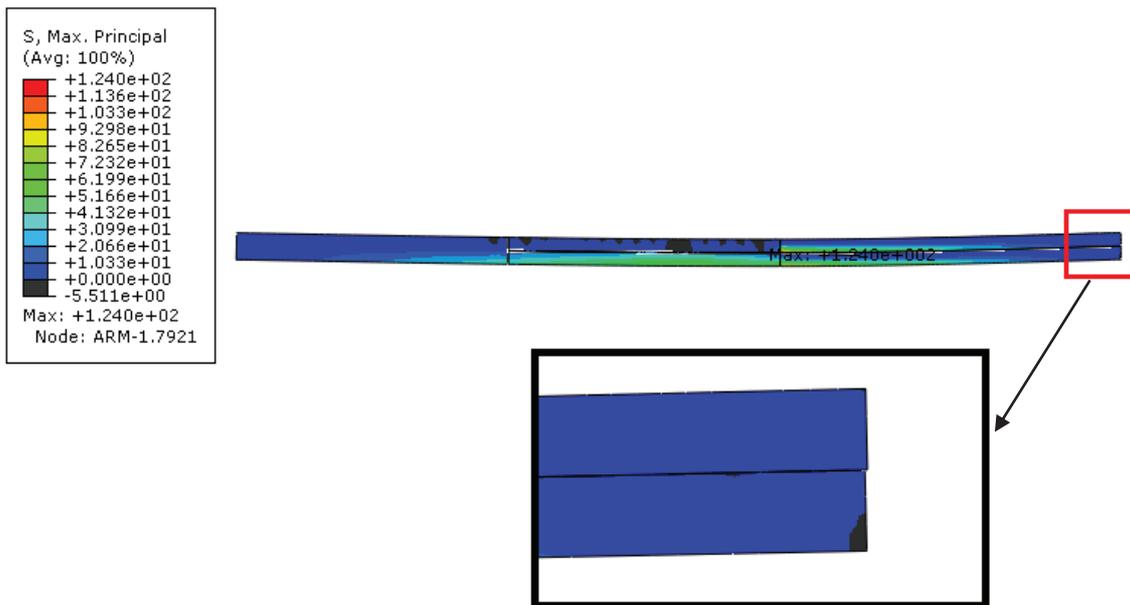


Figura 4.34- Deslocamento inicial imposto no modelo – deslizamento em detalhe.

O próximo passo é de se demonstrar que o critério de falha quadrático (eq 3.43) foi realmente atingido no modelo ENF, não apenas pelo valor de tensão gerada. A Figura 4.35 apresenta os resultados para o parâmetro que indica o início do dano na região de adesão no mesmo incremento de carga ilustrado na Figura 4.33 (quando τ_S^0 iguala-se a 100 MPa), lembrando que a equação 3.43 é satisfeita quando o seu resultado iguala-se a 1, ou seja, neste momento inicia-se o dano. Novamente, vale ressaltar que neste momento o dano está se iniciando apenas na região de transição da pré-delaminação e o adesivo e, portanto, o restante do elemento de coesão ainda encontra-se íntegro e sua rigidez não está inteiramente alterada (reduzida). Conseqüentemente, o adesivo ainda oferece resistência contra a abertura da fissura no compósito. Isto explica o motivo de neste momento o carregamento P ainda ser de 304 N, e não o carregamento máximo observado no histórico da análise.

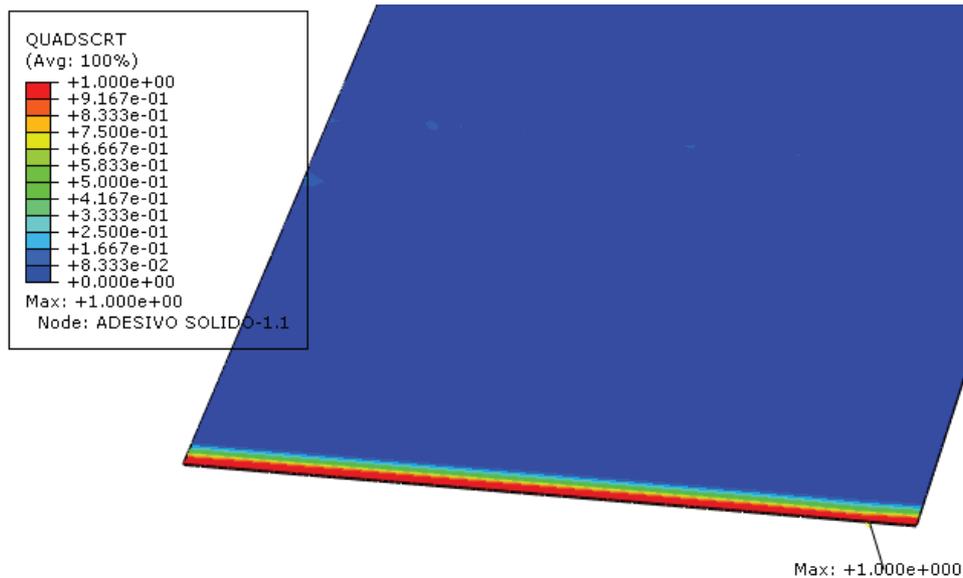


Figura 4.35- Instante em que se inicia o dano no elemento de coesão – equação 3.43 igualando-se a 1 – modelo ENF.

A Figura 4.36 apresenta o dano se iniciando ao longo do restante do elemento de interface. É exatamente neste incremento de carga, em que a rigidez do adesivo já começa a não mais oferecer resistência contra a força P que está sendo aplicada na parte central do modelo, ou seja, a rigidez da região é alterada a partir deste momento e, a partir de então, inicia-se a degradação do elemento de coesão. Este é o momento em que o valor máximo de $P_{m\acute{a}x}$ é atingido para o modelo ENF (636 N).

A Figura 4.37 apresenta o modelo completo em sua configuração deformada, no mesmo incremento de tempo em que a Figura 4.35 é capturada, ou seja, quando a força máxima é atingida no histórico de carregamento da análise. Percebe-se nesta imagem que o deslocamento vertical do corpo deformado já é bem visível neste incremento, assim como o deslizamento da camada superior do material compósito já se encontra bem proeminente.

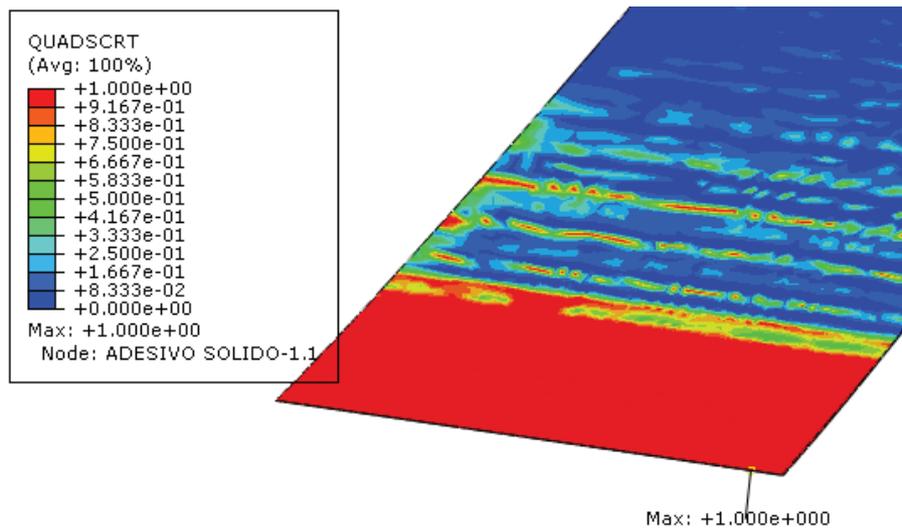


Figura 4.36- Dano se propagando para o restante do elemento de coesão – momento em que a força P atinge seu valor máximo – modelo ENF.

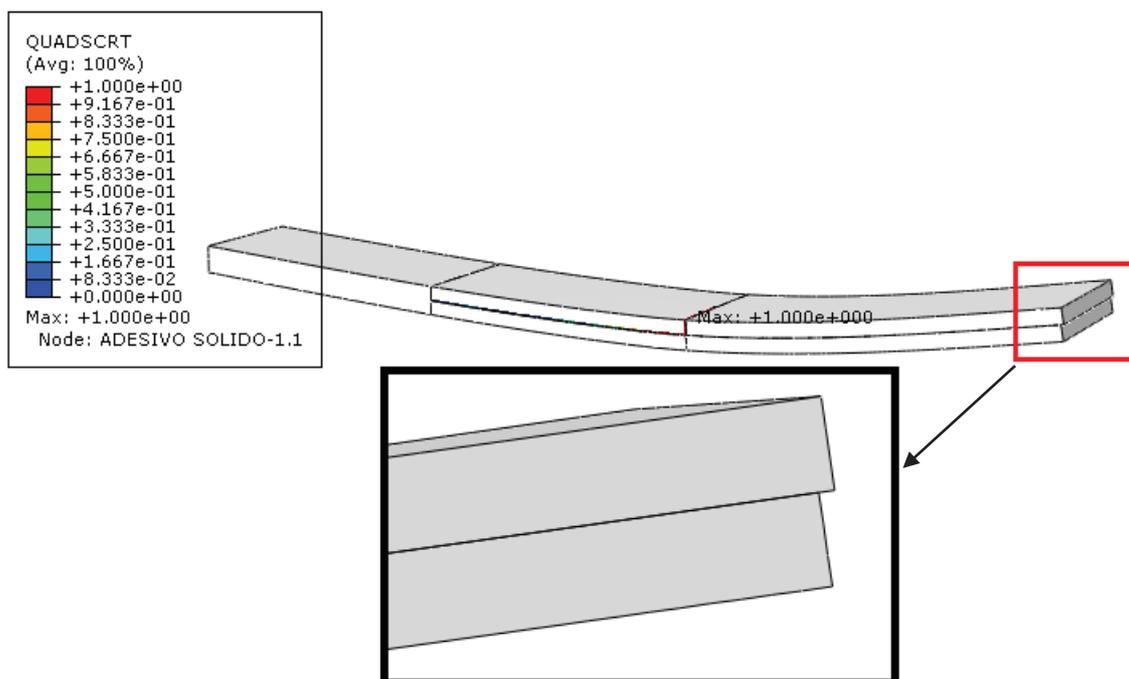


Figura 4.37- Modelo ENF em sua configuração deformada, onde a força máxima é atingida.

O passo seguinte é a observação da evolução do dano em si, controlando-se a variável de dano d , apresentado na equação 3.34. Como já dito na seção 4.2, no ABAQUS, o valor de saída a ser verificado neste caso é o SDEG (degradação da rigidez). Neste caso, quando o valor de d iguala-se a 1, significa que o dano pode ser

considerado completo na região em questão. A Figura 4.38 apresenta o diagrama com os valores obtidos para a variável $d = I$ no mesmo incremento de tempo na Figura 4.36 e Figura 4.37.

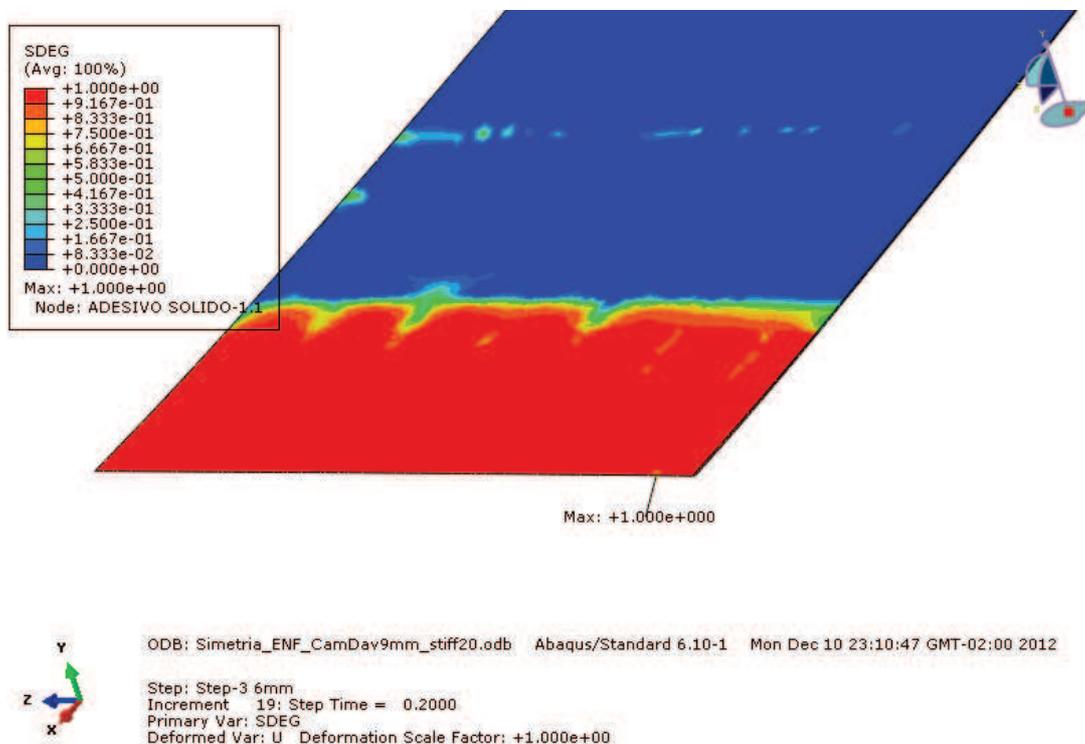


Figura 4.38- Região onde o dano encontra-se completo – incremento em que a força máxima é atingida- modelo ENF.

Diferentemente do modelo DCB, observa-se que para o modelo ENF $d = I$ pode ser observado em uma região com uma maior área (Figura 4.38), não apenas na região próxima da pré-delaminação.

Com o aumento dos incrementos de carga, o dano ($d = I$) vai se propagando para o interior do elemento de coesão, até o momento em que se atinge a perda completa da rigidez do elemento. A Figura 4.39 apresenta este exato incremento, sendo este o momento da delaminação, ou falha completa do composto analisado. A força referente à este momento é de 560 N, e o deslocamento imposto é de 4.4 mm.

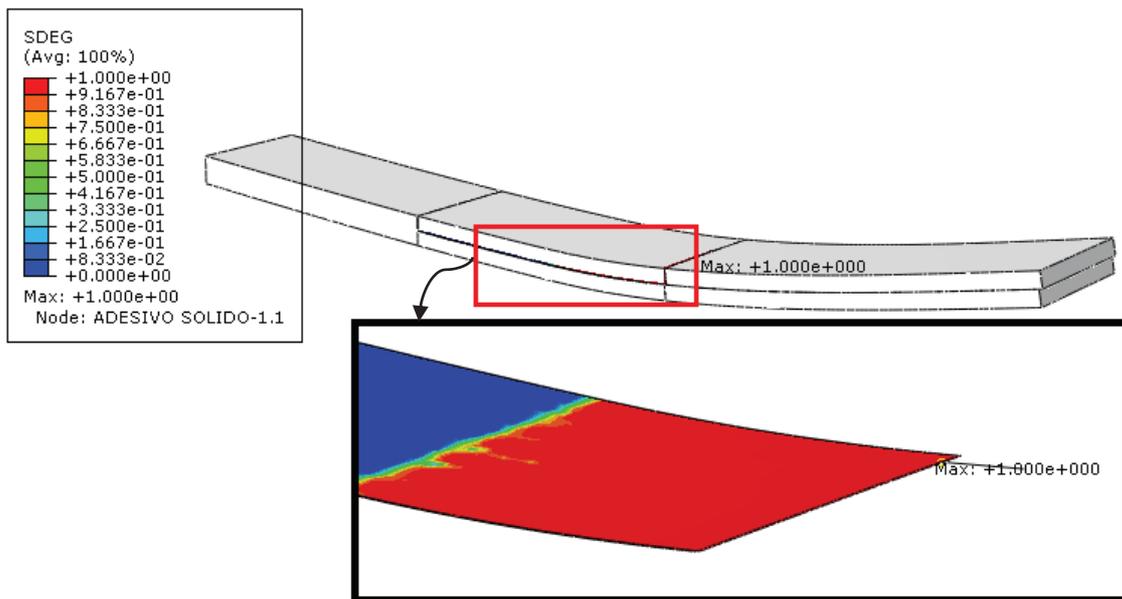
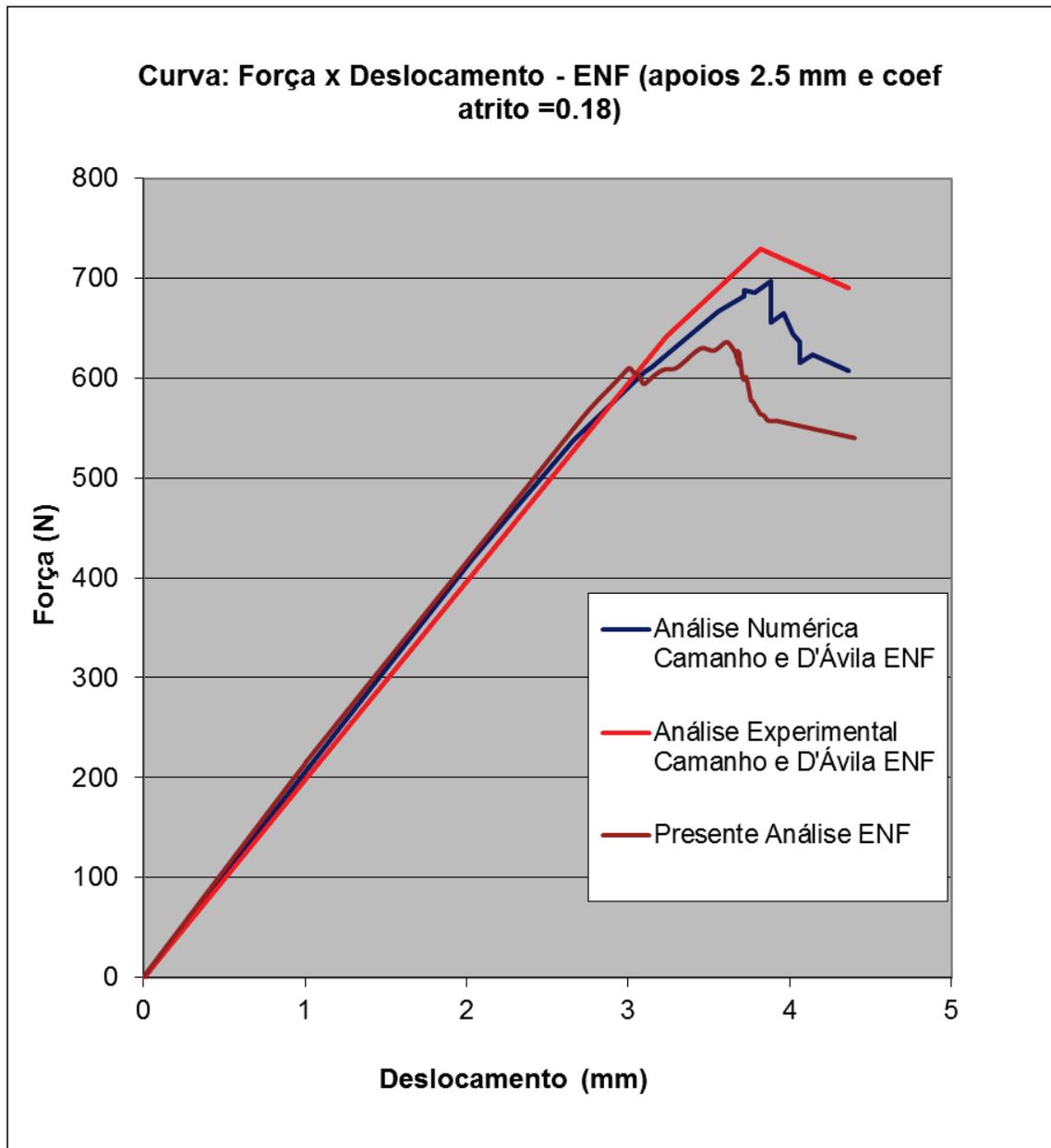


Figura 4.39- Incremento no qual o dano completo ocorre, e o elemento já não oferece mais resistência – modelo ENF.

Quando $d = l$ em uma certa região do elemento de coesão (Figura 4.38), a resistência contra a força P aplicada começa a decrescer, até se atingir o ponto ilustrado na Figura 4.39. Para o modelo ENF, é possível de se verificar o histórico do carregamento (força P) juntamente com o deslocamento imposto (Δu) no local de aplicação da carga, assim como no modelo DCB. Os valores obtidos de $P_{máx}$ e Δu , apresentados no gráfico da Figura 4.40, são de 636 N e 3.6 mm, respectivamente. Ao se comparar tais resultados com os valores de referência (Força experimental = 733.96 N; Força numérica = 695.94 N; $\Delta u = 3.82$ mm deslocamento experimental; $\Delta u = 3.88$ mm deslocamento numérico), obtidos por CAMANHO & D'ÁVILA (2002) em ensaios laboratoriais, observam-se erros relativos entre os valores encontrados. A Tabela 4.15 e Tabela 4.16 demonstram esta comparação entre os resultados obtidos com os de referência.



**Figura 4.40- Curva: “Força vs Deslocamento” – modelo ENF- cota Z=2.5mm;
coeficiente de atrito=0.18.**

**Tabela 4.15- Comparação entre os resultados de Força Máxima obtida – Modelo
ENF - cota Z=2.5mm; coeficiente de atrito=0.18.**

$P_{m\acute{a}x}$ experimental (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])	$P_{m\acute{a}x}$ numérico (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])	$P_{m\acute{a}x}$ numérico (presente análise)	Erro relativo ($P_{m\acute{a}x}$ experimental)	Erro relativo ($P_{m\acute{a}x}$ numérica)
733.96 N	695.94 N	636 N	13.35 %	8.61 %

Tabela 4.16- Comparação entre os resultados de Deslocamento Máximo obtido – Modelo ENF- cota Z=2.5mm; coeficiente de atrito=0.18.

Deslocamento experimental (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])	Deslocamento numérico (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])	Deslocamento Δu (presente análise)	Erro relativo ($\Delta u_{máximo}$ experimental)	Erro relativo ($\Delta u_{máximo}$ numérico)
3.82 mm	3.88 mm	3.6 mm	5.76 %	7.22 %

A Figura 4.42 e Figura 4.43 apresentam o deslocamento (Δu) imposto em relação ao parâmetro de início do dano (critério de falha quadrático), governado pela equação 3.43. A primeira imagem (Figura 4.42) mostra medição do início do dano na região (a) de interface entre elemento de coesão e a pré-delaminação. A segunda imagem (Figura 4.43) apresenta a medição do mesmo parâmetro, porém, na região (b) mais para o interior do elemento de coesão, deslocado a exatos 3.62 mm do ponto (a). Este ponto (b) corresponde ao local onde é observado o pico de força máxima obtida, ou seja, ponto onde o elemento já começa a diminuir a resistência à carga aplicada em função da queda de rigidez do mesmo. Estas imagens têm a função de demonstrar que o dano se inicia em diferentes momentos no adesivo em si. Obs: Ver Figura 4.41 para um melhor entendimento das regiões de medição citadas acima.

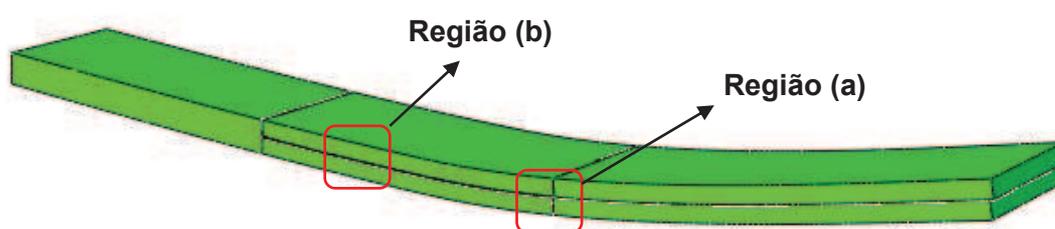
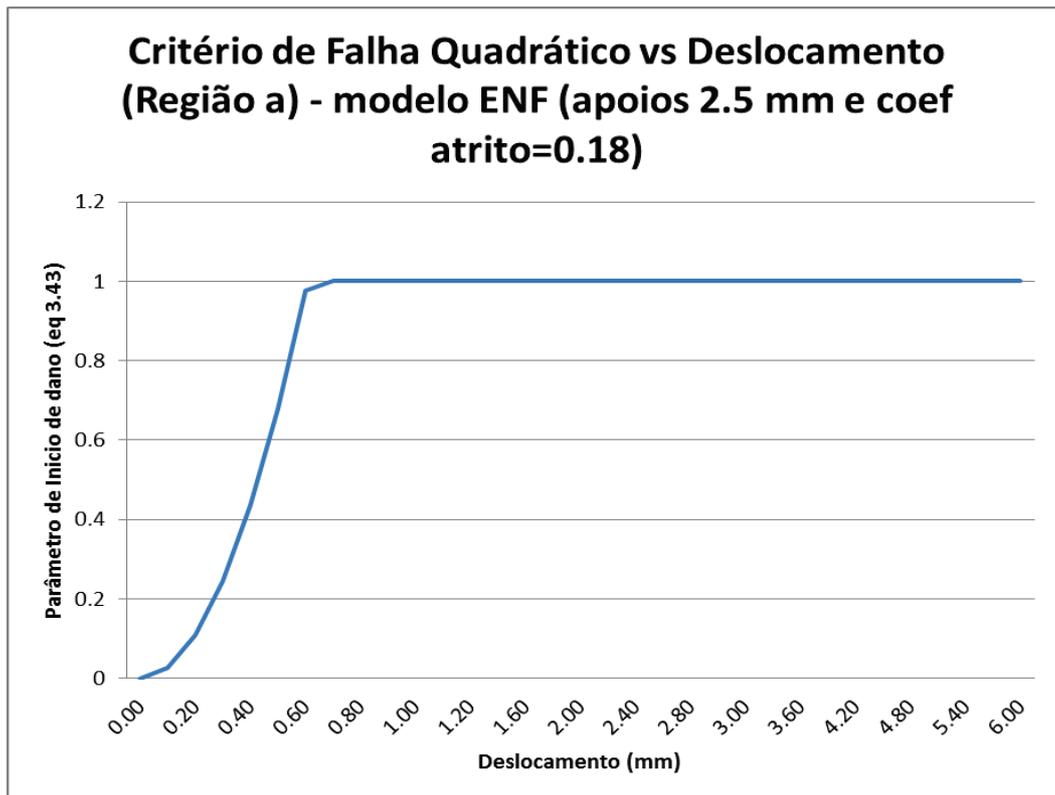
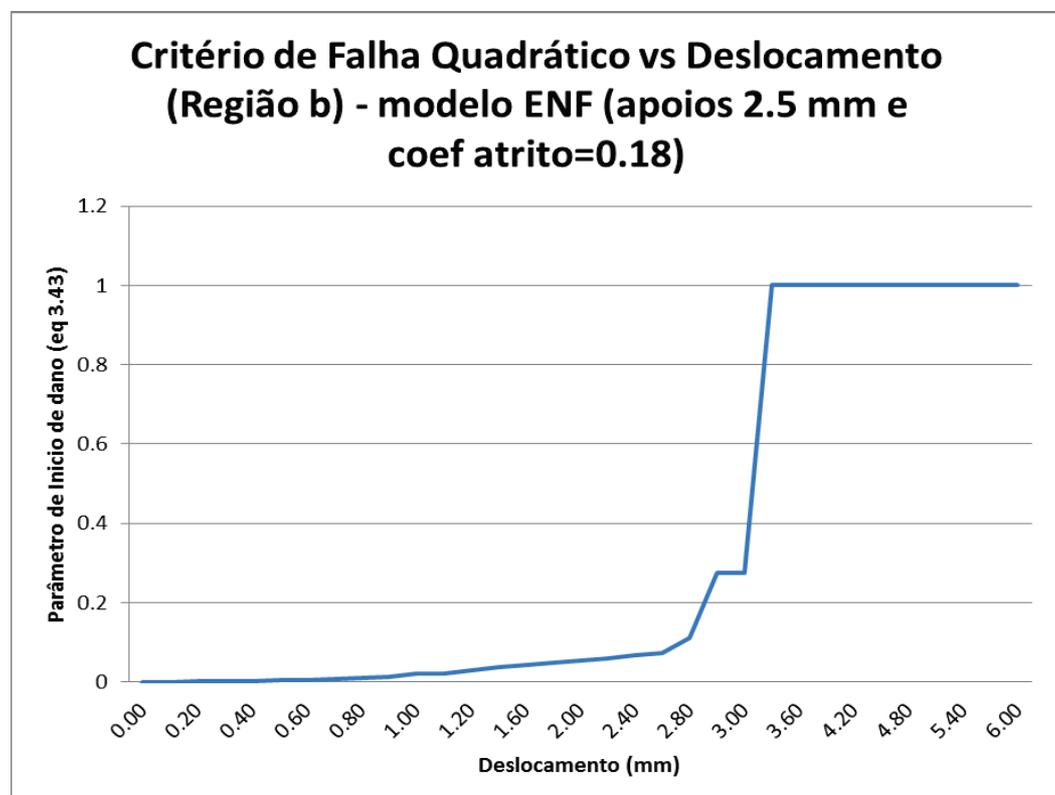


Figura 4.41- Regiões (a) e (b), onde são retirados os valores do critério de falha quadrático – modelo ENF.

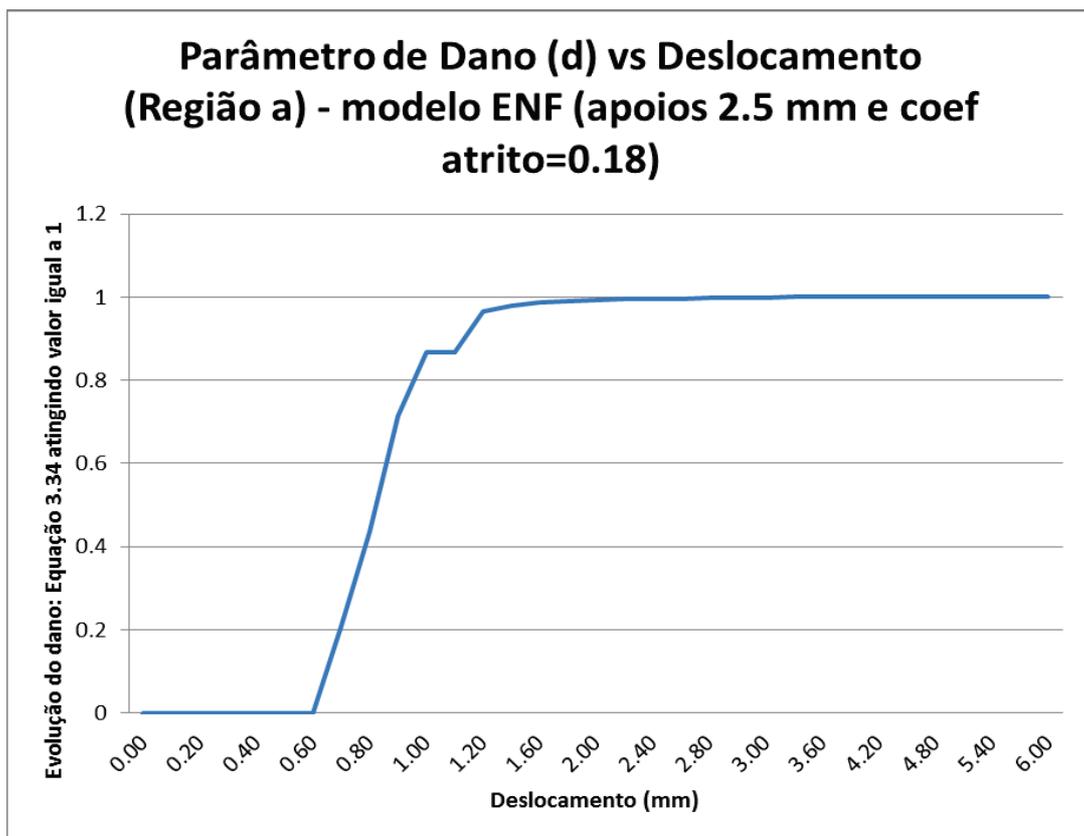


**Figura 4.42- Curva: Critério de Falha Quadrático vs Deslocamento – modelo ENF
Região (a) - cota Z=2.5mm; coeficiente de atrito=0.18.**

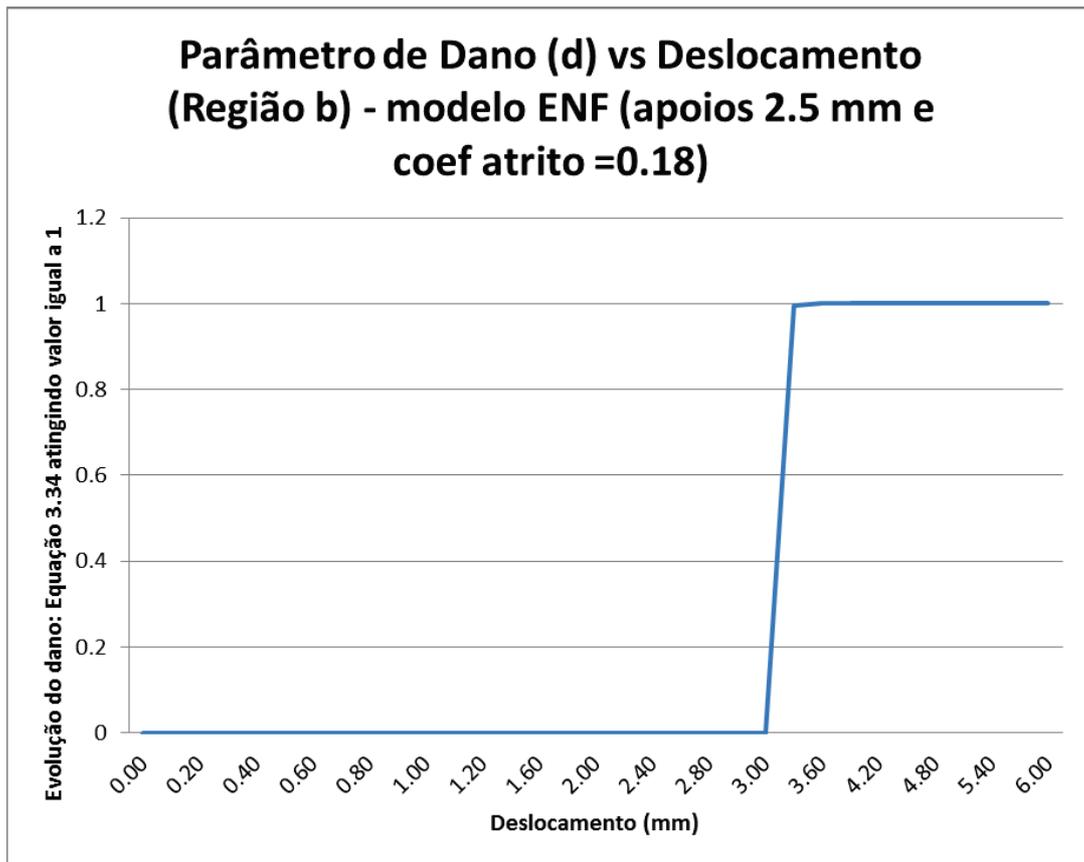


**Figura 4.43- Curva: Critério de Falha Quadrático vs Deslocamento – modelo ENF
Região (b) - cota Z=2.5mm; coeficiente de atrito=0.18.**

A Figura 4.44 e Figura 4.45 demonstram o deslocamento (Δu) imposto em relação ao parâmetro de evolução do dano d atingindo o valor de 1, governado pela equação 3.34, ou seja, quando o elemento de adesão perde por completo sua rigidez. Novamente são apresentados os resultados nas regiões (a) e (b). Estas imagens têm a função de demonstrar que o dano também se torna completo em diferentes regiões e em diferentes momentos no adesivo em si para o modelo ENF.



**Figura 4.44- Curva: Parâmetro de Dano (d) vs Deslocamento – modelo ENF
Região (a) – cota Z=2.5mm; coeficiente de atrito=0.18.**



**Figura 4.45- Curva: Parâmetro de Dano (d) vs Deslocamento – modelo ENF
Região (b) – cota Z=2.5mm; coeficiente de atrito=0.18.**

Os resultados apresentados acima demonstram que a análise numérica realizada nesta seção gera resultados próximos aos obtidos por CAMANHO & D'ÁVILA (2002) para o aparato de teste no Modo II (ENF). Pode se constatar esta informação ao se observar a Figura 4.40, Tabela 4.15 e Tabela 4.16, onde se pode notar um erro relativo considerado baixo entre os valores aqui obtidos comparados com os valores de referência. Importante ressaltar que alguns fatores se mostraram muito decisivos na obtenção dos resultados, como o exato local dos apoios e o coeficiente de atrito. Tais informações não são detalhadas pelos autores (CAMANHO & D'ÁVILA [2002]) e uma pequena alteração de ambos os valores altera de forma significativa os valores finais, de forma que várias análises foram necessárias alterando-se estas variáveis até uma convergência do resultado. O coeficiente de atrito pode variar muito de acordo com a rugosidade nas superfícies, em função da forma de manufatura do componente e de seu acabamento superficial. Já as restrições podem ter inúmeras configurações de distâncias de apoio. Por este motivo,

mais quatro análises são realizadas para efeitos de comparação com a análise realizada inicialmente neste trabalho para o modelo ENF:

- 1 - Alterando-se o coeficiente de atrito para 0.36 e mantendo os apoios da cota Z (Figura 4.28) em 2.5 mm.
- 2 - Alterando-se o coeficiente de atrito para 0.6 e mantendo os apoios da cota Z (Figura 4.28) em 2.5 mm.
- 3 - Considerando os apoios do aparato nas extremidades (cota Figura 4.28) e mantendo o coeficiente de atrito com valor de 0.18.
- 4 - Considerando os apoios de ambos os lados no aparato em uma distância de 4 mm (cota Figura 4.28) e mantendo o coeficiente de atrito com valor de 0.18.

Os gráficos obtidos para as análises 1 e 2 (alterando-se os coeficientes de atrito entre 0.36 e 0.6) são ilustrados na Figura 4.46 e Figura 4.47. Já os resultados com seus respectivos erros relativos são apresentados da Tabela 4.17 a Tabela 4.20.

Tabela 4.17- Comparação entre os resultados de Força Máxima obtida – Modelo ENF- cota Z= 2.5 mm; coeficiente de atrito=0.36.

$P_{máx}$ experimental (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])	$P_{máx}$ numérico (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])	$P_{máx}$ numérico (presente análise)	Erro relativo ($P_{máx}$ experimental)	Erro relativo ($P_{máx}$ numérica)
733.96 N	695.94 N	640 N	12.80 %	8 %

Tabela 4.18- Comparação entre os resultados de Deslocamento Máximo obtido – Modelo ENF - coeficiente de atrito=0.36.

Deslocamento experimental (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])	Deslocamento numérico (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])	Deslocamento Δu (presente análise)	Erro relativo ($\Delta u_{máximo}$ experimental)	Erro relativo ($\Delta u_{máximo}$ numérico)
3.82 mm	3.88 mm	3 mm	21.47 %	22.68 %

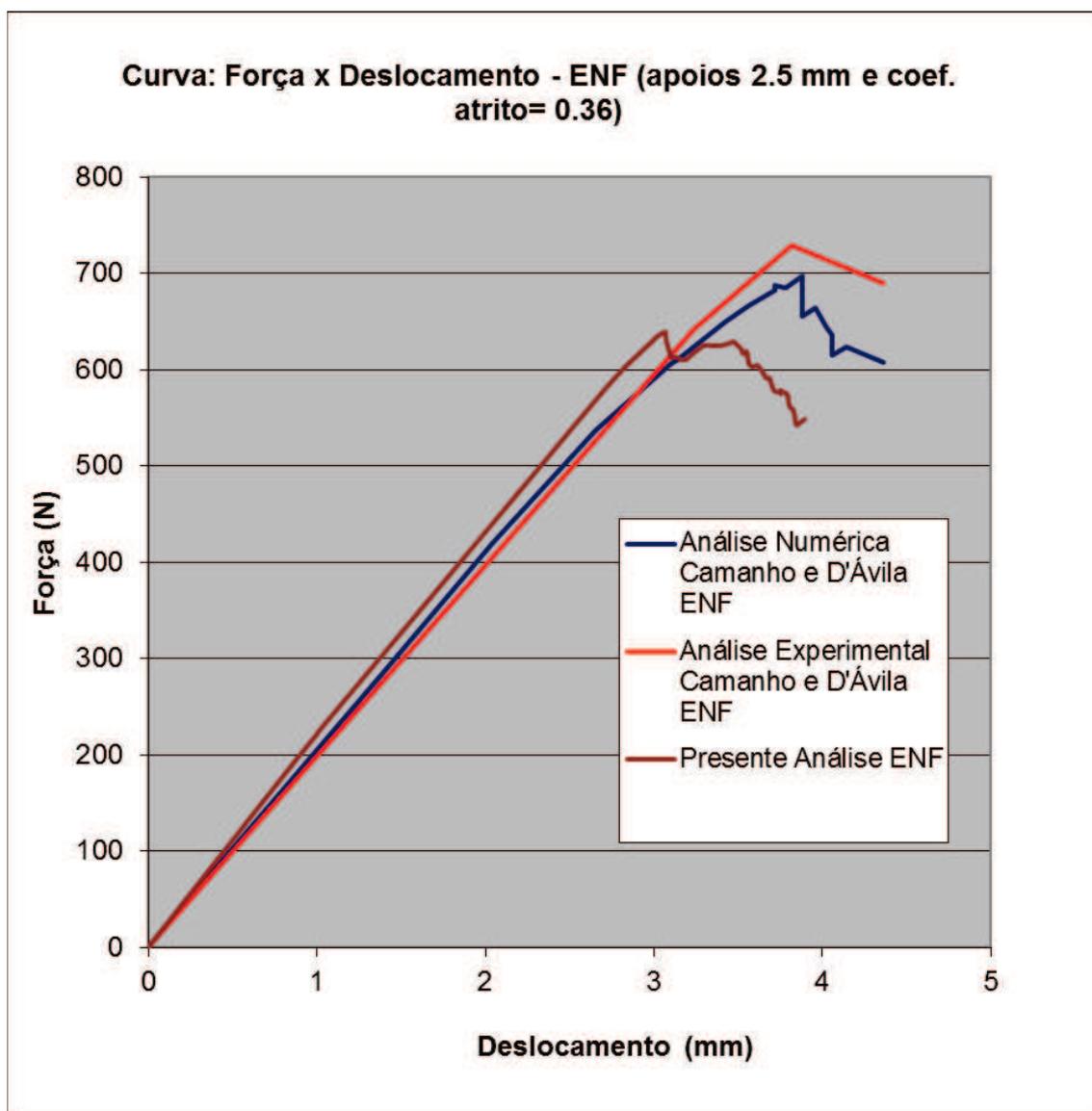


Figura 4.46- Curva: “Força vs Deslocamento” – modelo ENF - cota Z=2.5mm; coeficiente de atrito=0.36.

Tabela 4.19- Comparação entre os resultados de Força Máxima obtida – Modelo ENF- cota Z=2.5mm; coeficiente de atrito=0.6.

$P_{m\acute{a}x}$ experimental (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])	$P_{m\acute{a}x}$ numérico (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])	$P_{m\acute{a}x}$ numérico (presente análise)	Erro relativo ($P_{m\acute{a}x}$ experimental)	Erro relativo ($P_{m\acute{a}x}$ numérica)
733.96 N	695.94 N	644 N	12.26 %	7.46 %

Tabela 4.20- Comparação entre os resultados de Deslocamento Máximo obtido – Modelo ENF- cota Z=2.5mm; coeficiente de atrito=0.6.

Deslocamento experimental (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])	Deslocamento numérico (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])	Deslocamento Δu (presente análise)	Erro relativo ($\Delta u_{\text{máximo}}$ experimental)	Erro relativo ($\Delta u_{\text{máximo}}$ numérico)
3.82 mm	3.88 mm	3.55 mm	7.07 %	8.51 %

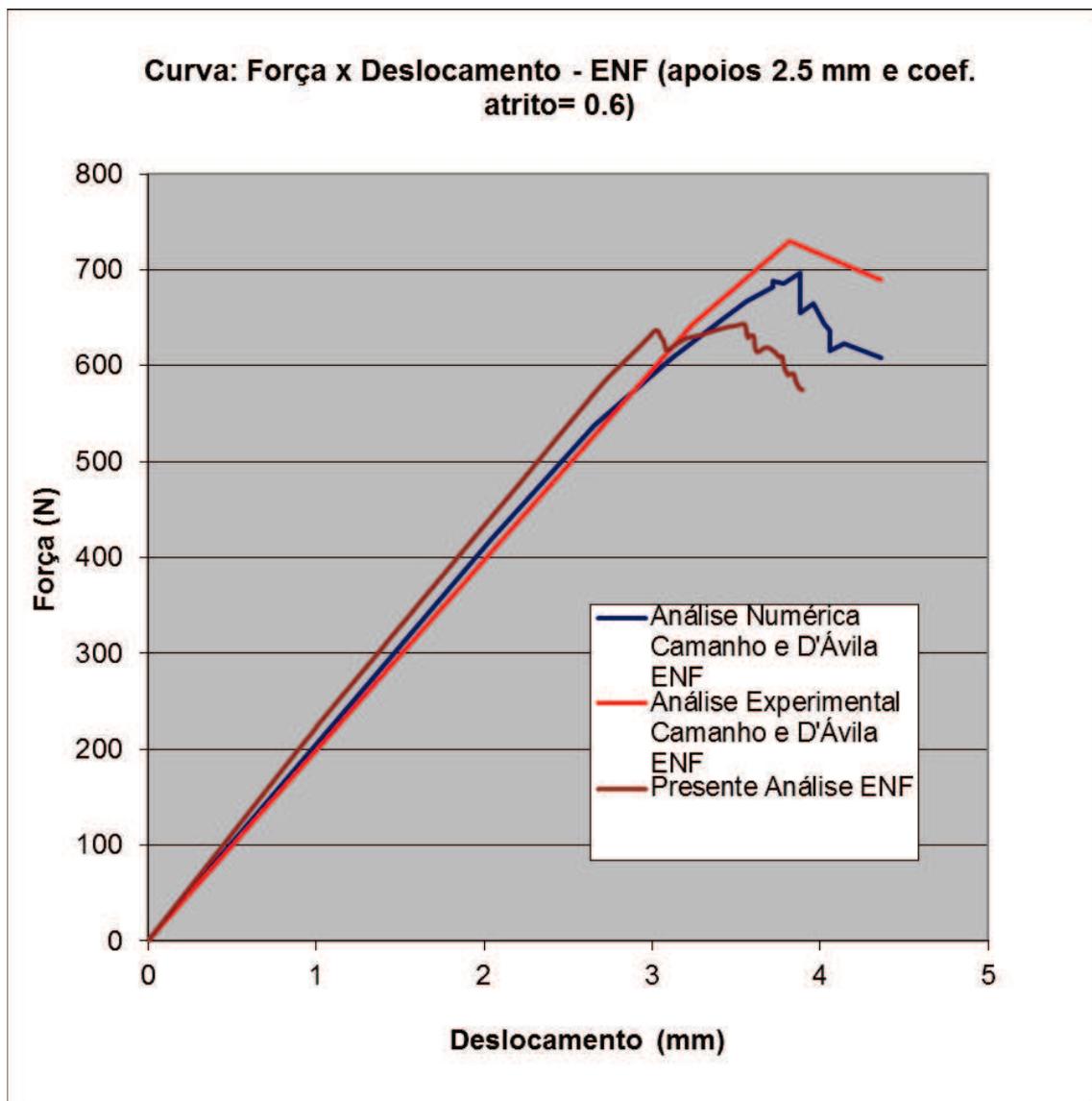


Figura 4.47- Curva: “Força vs Deslocamento” – modelo ENF - cota Z=2.5mm; coeficiente de atrito=0.6.

Observando a Figura 4.46 e Figura 4.47, assim como os resultados na Tabela 4.17- Tabela 4.20, pode-se concluir que o coeficiente de atrito altera os valores finais obtidos para a força máxima, assim como o deslocamento total final. Porém, nota-se que tais alterações no valor de coeficiente de atrito não mudam consideravelmente o resultado final, na realidade, cada uma das análises representou um acréscimo de apenas 4 N na força máxima obtida, sendo que isto ocorre dobrando-se o valor do coeficiente de atrito de uma análise para outra. Desta forma, pode-se concluir que o coeficiente tem sim uma influência nos resultados obtidos, porém, tal influência pode ser considerada baixa.

O próximo passo é a apresentação dos resultados para a alteração feita nos apoios das restrições impostas (cota Figura 4.28). Os gráficos obtidos para as análises 3 e 4 são demonstrados na Figura 4.48 e Figura 4.49. Já os resultados com seus respectivos erros relativos são apresentados da Tabela 4.21 a Tabela 4.24.

Tabela 4.21- Comparação entre os resultados de Força Máxima obtida – Modelo ENF- coeficiente de atrito=0.18 e apoios na extremidade.

$P_{máx}$ experimental (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])	$P_{máx}$ numérico (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])	$P_{máx}$ numérico (presente análise)	Erro relativo ($P_{máx}$ experimental)	Erro relativo ($P_{máx}$ numérica)
733.96 N	695.94 N	592 N	19.34 %	14.94 %

Tabela 4.22- Comparação entre os resultados de Deslocamento Máximo obtido – Modelo ENF- coeficiente de atrito=0.18 e apoios na extremidade.

Deslocamento experimental (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])	Deslocamento numérico (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])	Deslocamento Δu (presente análise)	Erro relativo ($\Delta u_{máximo}$ experimental)	Erro relativo ($\Delta u_{máximo}$ numérico)
3.82 mm	3.88 mm	3.55 mm	0.52 %	2.06 %

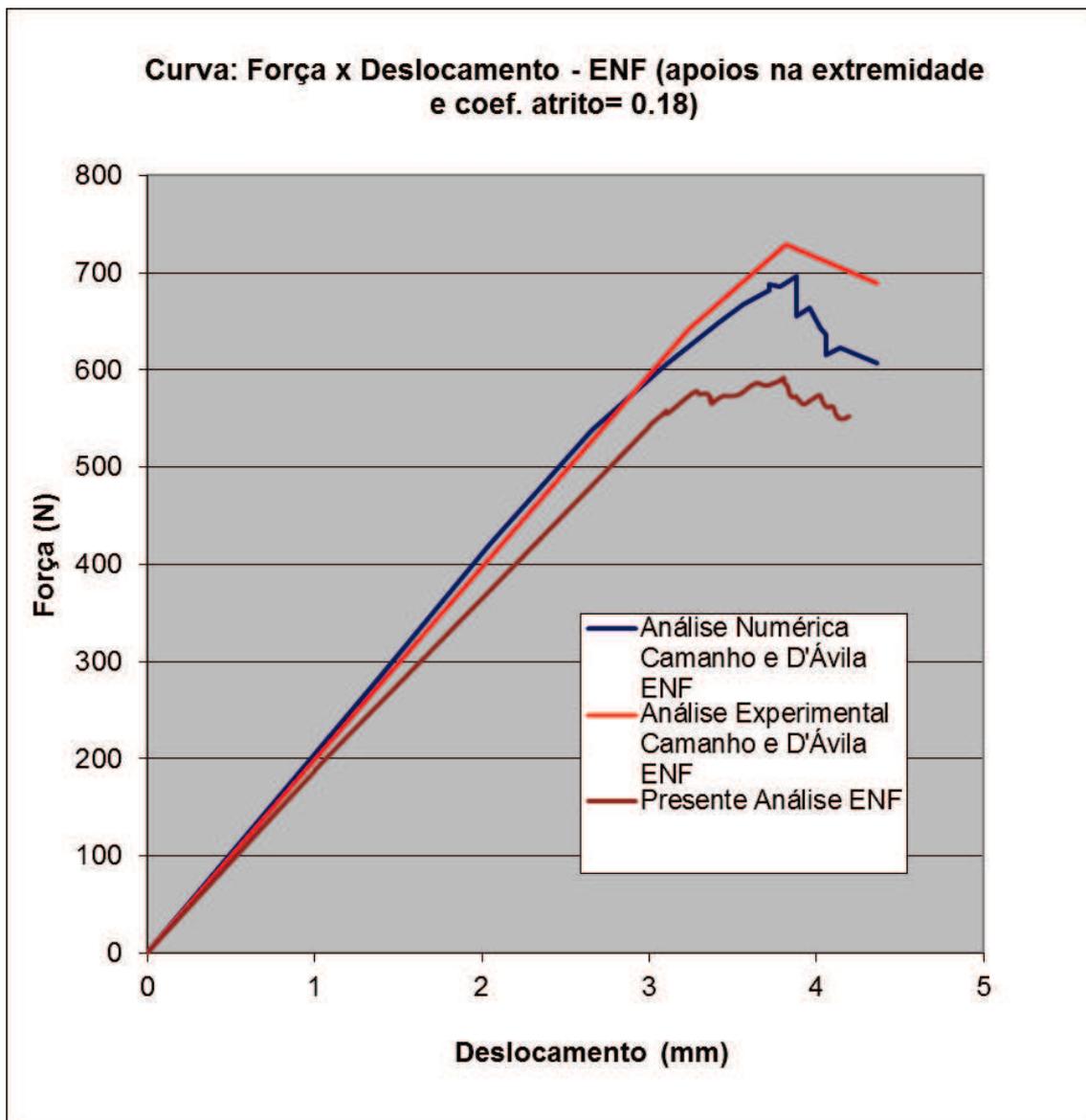


Figura 4.48- Curva: “Força vs Deslocamento” – modelo ENF - coeficiente de atrito=0.18 e apoios nas extremidades.

Tabela 4.23- Comparação entre os resultados de Força Máxima obtida – Modelo ENF- cota Z=4 mm; coeficiente de atrito=0.18.

$P_{m\acute{a}x}$ experimental (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])	$P_{m\acute{a}x}$ numérico (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])	$P_{m\acute{a}x}$ numérico (presente análise)	Erro relativo ($P_{m\acute{a}x}$ experimental)	Erro relativo ($P_{m\acute{a}x}$ numérica)
733.96 N	695.94 N	652 N	11.17 %	6.31 %

Tabela 4.24- Comparação entre os resultados de Deslocamento Máximo obtido – Modelo ENF- cota Z=4 mm; coeficiente de atrito=0.18.

Deslocamento experimental (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])	Deslocamento numérico (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])	Deslocamento Δu (presente análise)	Erro relativo ($\Delta u_{máximo}$ experimental)	Erro relativo ($\Delta u_{máximo}$ numérico)
3.82 mm	3.88 mm	3.55 mm	26.7 %	27.8 %

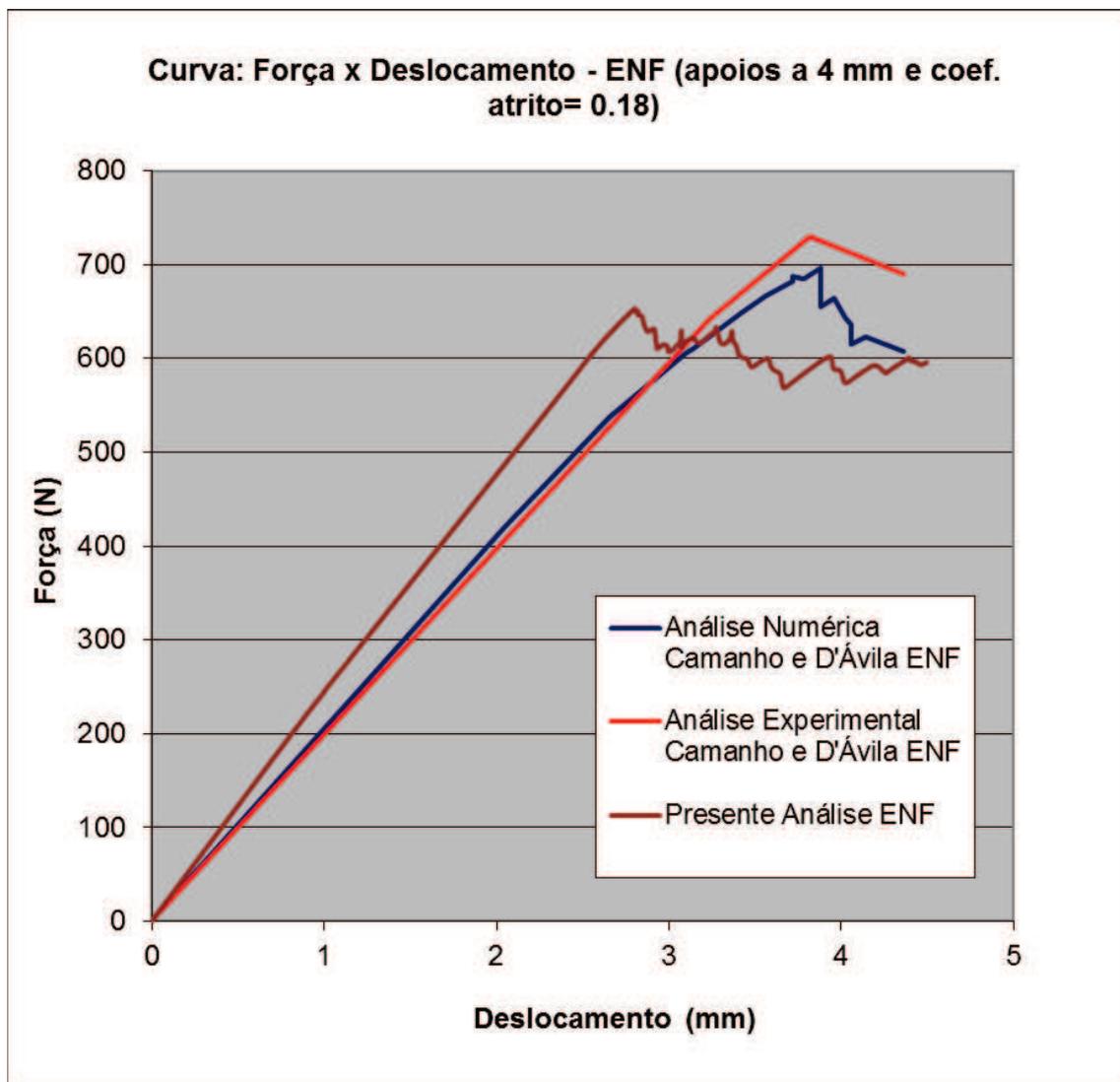


Figura 4.49- Curva: “Força vs Deslocamento” – modelo ENF - coeficiente de atrito=0.18 e apoios a 4 mm.

Observando a Figura 4.48 e Figura 4.49, assim como os resultados das Tabela 4.21-Tabela 4.24, pode-se concluir que os apoios laterais alteram significativamente os valores finais obtidos para a força máxima, assim como o deslocamento total aplicado no centro do aparato. Em conclusão, pode se afirmar que a configuração que apresentou a curva mais próxima às curvas geradas por CAMANHO & D'ÁVILA(2002) é a demonstrada na Figura 4.40, onde o coeficiente de atrito entre as camadas inferior e superior do compósito é de 0.18, e os apoios laterais encontram-se a 2.5 mm das extremidades.

Assim sendo, para o Modo II de início e propagação de dano, pode-se afirmar que o modelo e a metodologia apresentada também geram resultados satisfatórios.

O passo seguinte, demonstrado na seguinte seção, é de se apresentar o modelo utilizado para a verificação do dano no Modo “mixed-mode”, onde o Modo I e II encontram-se presentes simultaneamente no carregamento. O aparato neste caso é denominado de MMB (Mixed Mode Bending), e os resultados obtidos são novamente comparados com os apresentados por CAMANHO & D'ÁVILA (2002).

4.4 Análise numérica – “Mixed Mode Bending (MMB)”

Nesta seção é apresentada a análise do modelo computacional MMB, utilizando-se do software de elementos finitos (ABAQUS 6.10). São apresentados detalhes da modelagem do corpo de prova no software, sua malha utilizada, as condições de contorno aplicadas e por fim os resultados obtidos.

Assim como nos modelos computacionais detalhados nas seções anteriores (4.2 e 4.3), este modelo possui a mesma geometria do corpo de prova analisado por CAMANHO & D'ÁVILA (2002), assim como as mesmas propriedades mecânicas. Novamente a ênfase nesta seção é de se comparar os resultados obtidos neste modelo com os resultados de CAMANHO & D'ÁVILA (2002).

O método de modelagem do compósito neste caso é exatamente o mesmo do apresentado para os modelos DCB (seção 4.2) e ENF (seção 4.3). Uma peculiaridade deste modelo (MMB), como demonstrado na Figura 1.8 e Figura 4.3, é a presença de uma alavanca na parte superior do componente. Tal alavanca é modelada com propriedades de um corpo rígido no software, ou seja, o mesmo é indeformável, com a finalidade de se reduzir o tempo computacional de análise, pois a ênfase é na análise do aparato de teste e não na alavanca em si. Como se pode observar na Figura 4.50, um dos apoios desta alavanca localiza-se no centro do

aparato, e o outro apoio na extremidade do mesmo. Novamente, a Região 1 representa a região íntegra do componente, a Região 2 representa o local onde o elemento de coesão é implementado entre as duas camadas do compósito e a região 3 é referente à pré-delaminação criada no componente, possuindo cada uma destas camadas de sólidos uma espessura de 1.56 mm, assim como nos modelos DCB e ENF. Todas as dimensões são as mesmas das citadas na seção 4.1 (Figura 4.3), e, para o modelo MMB, o valor de a_0 é 34.1 mm (CAMANHO & D'ÁVILA [2002]). Para este modelo, o valor inicial de altura do elemento de interface é suficientemente representado pela relação $h_0 = 2h/100$ (BALZANI & WAGNER [2008]) e, portanto, a altura inicial do elemento de coesão novamente é de 0.032 mm. Na Figura 4.50 o modelo encontra-se já representado por simetria de 50% do modelo no eixo longitudinal do componente, sendo este o motivo de a cota de largura estar representada por 25.4 mm / 2. Esta simetria é mais bem visualizada na apresentação das condições de contorno posteriormente ainda nesta seção. Importante ressaltar que a geometria da alavanca usada neste caso foi gerada com dimensões diferentes da alavanca utilizada CAMANHO & D'ÁVILA (2002). Os dados geométricos desta alavanca não são detalhados pelos autores em questão, nem mesmo o tipo de material e o seu peso total. Portanto, no presente trabalho, a modelagem computacional da alavanca foi gerada se baseando nos formatos e perfis da mesma apenas, visualizando as imagens contidas nas referências consultadas (CAMANHO & D'ÁVILA [2002]; REEDER *et al.* [2004]).

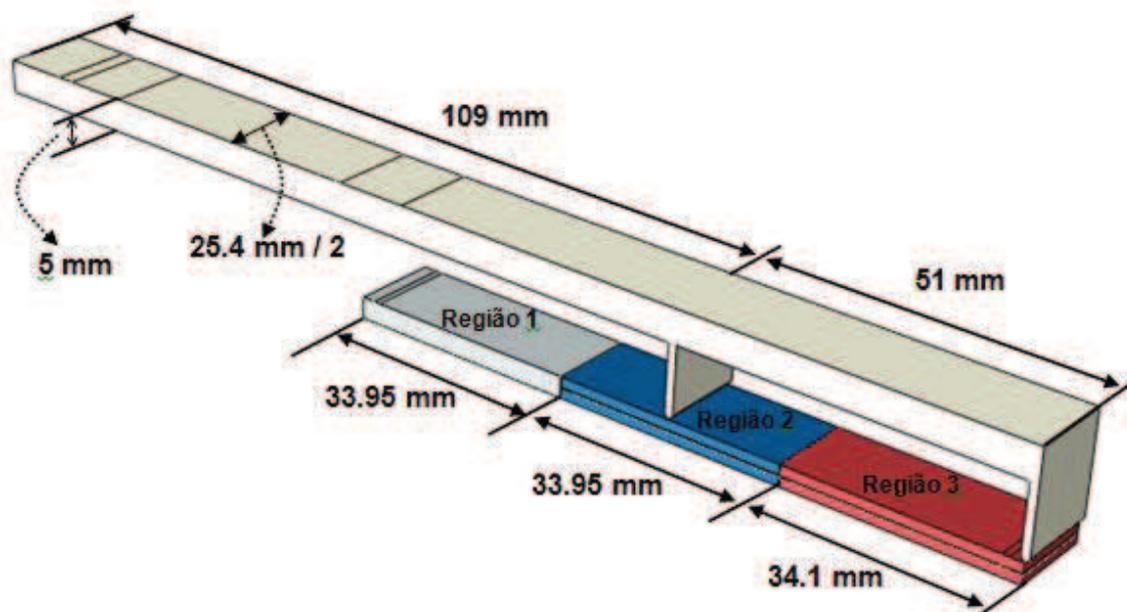


Figura 4.50- Modelagem numérica do modelo MMB.

Para esta análise de modos mistos de carregamento (Modos I e II) optou-se pela relação Γ_H / Γ_T igual a 50%, pelo fato de este valor representar a forma de aplicação de força na alavanca onde o deslocamento relativo vertical se iguala ao horizontal, (medindo-se tal deslocamento no elemento de coesão em si [equações 3.37 a 3.39], e não nas extremidades do compósito) tornando o valor da equação 3.44 igual a 1 ($\beta = 1$). Desta forma (com $\beta = 1$), trabalhando-se as equações 3.45; 3.50; 3.51; 3.52 e 3.55, na equação 3.47 o valor obtido para a taxa crítica de perda de energia é $\Gamma_C = 1.131 N/mm$ e, conseqüentemente, $\Gamma_H / \Gamma_T = 0.5$.

No modelo MMB a forma de aplicação da condição de contorno é similar ao modelo ENF e o local de aplicação do carregamento P é no topo de uma das extremidades da alavanca. A seguir, a forma de aplicação das restrições e o local de aplicação de P são demonstrados e detalhados.

Para o modelo MMB, uma condição de simetria no eixo Z é aplicada, como se pode observar na Figura 4.51. No aparato MMB (Figura 4.52), percebe-se que o ponto de apoio neste caso estão localizados exatamente nas extremidades do componente, sendo que na parte inferior da Região 1 restringe-se o deslocamento lateral e vertical e na Região 3 restringe-se apenas o deslocamento vertical. O grau de liberdade de rotação em torno do eixo Z não é restringido em ambos os lados.

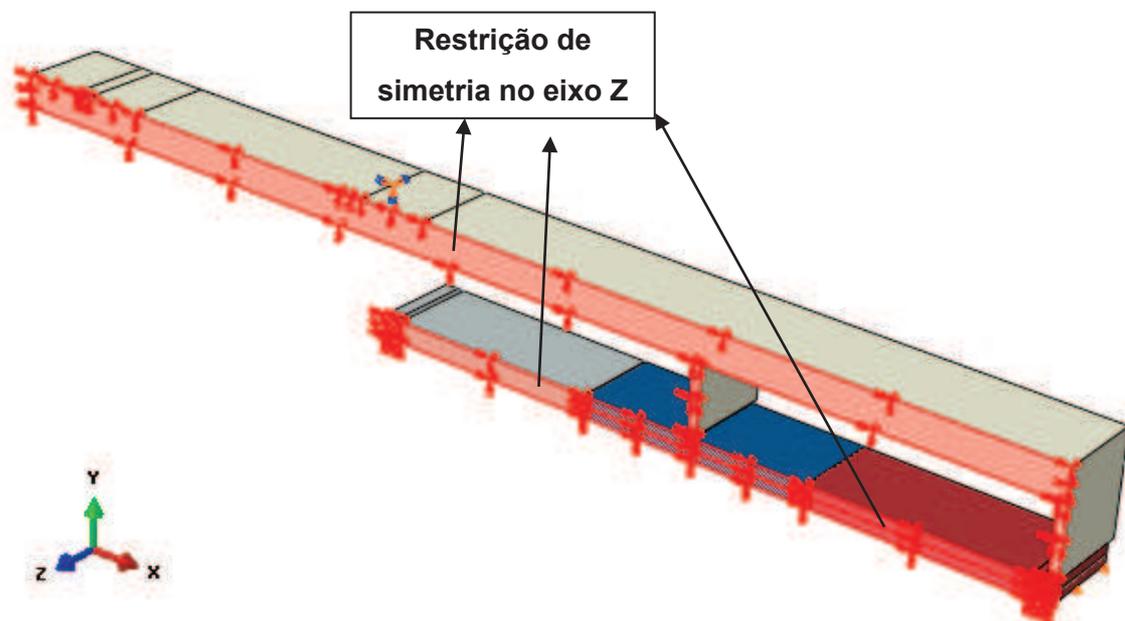


Figura 4.51- Condição de simetria aplicada no modelo MMB.

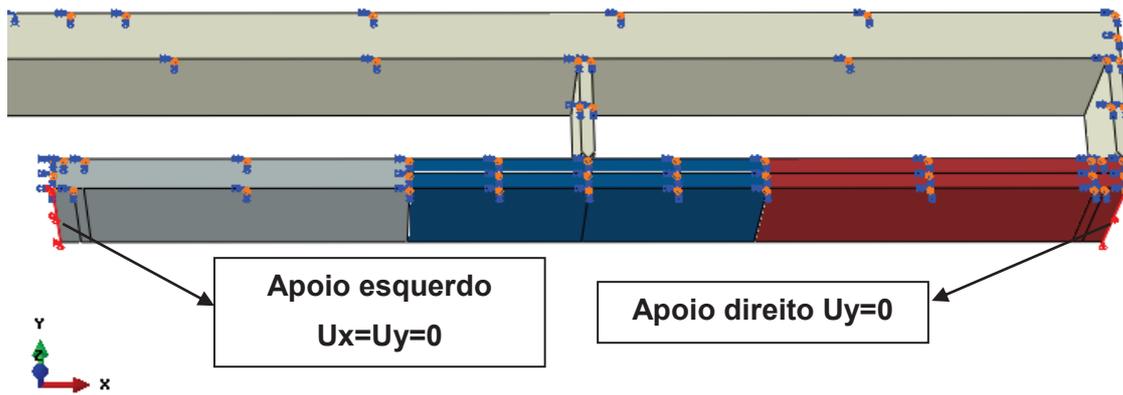


Figura 4.52- Condições de apoio aplicadas no modelo MMB.

A Figura 4.53 apresenta o local onde o deslocamento Δu é imposto. Nesta imagem pode-se verificar que o local de aplicação da carga no aparato MMB localiza-se na distância $c = 55.15mm$. Esta foi a distância necessária, após várias interações alterando-se tal cota, para se obter os resultados mais próximos aos de CAMANHO & D'ÁVILA (2002). Uma das dificuldades adicionais na análise deste aparato é a falta de informações com relação a geometria e peso da alavanca. Neste caso, um “reference point” (RP), ou ponto de referência, foi criado e ligado a uma linha localizada exatamente nesta região ($c = 55.15mm$). Este ponto de referência, onde se aplica o deslocamento, é o mesmo local onde a força de reação é observada durante todo o histórico da análise.

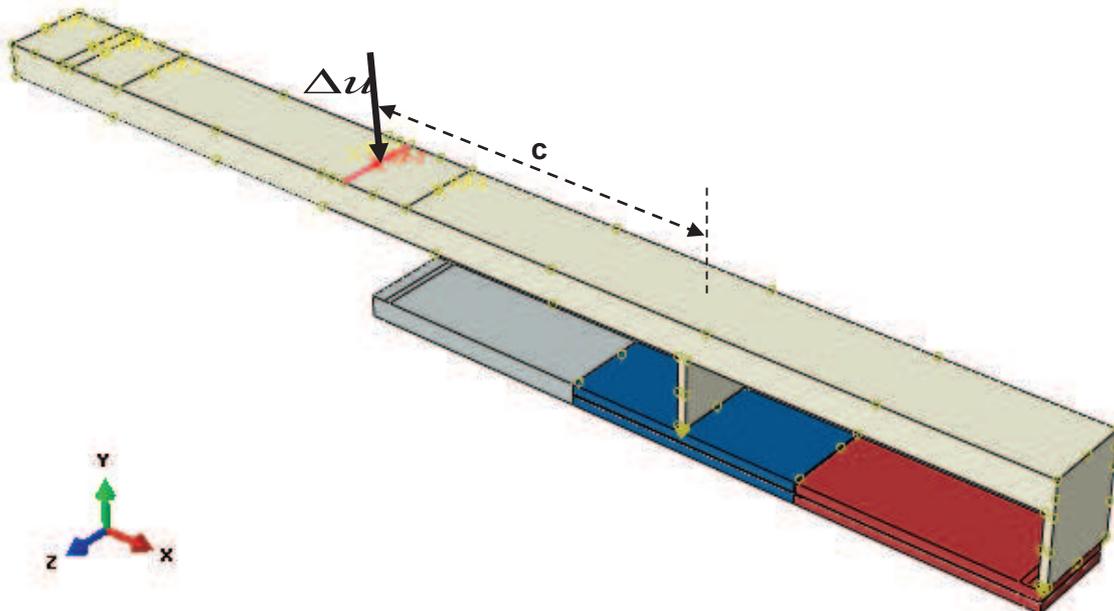


Figura 4.53- Deslocamento imposto no RP, localizado na alavanca- modelo MMB.

Para se aderir o elemento de coesão às superfícies internas do laminado superior e inferior na Região 2, é aplicada uma interação de “tie” entre as superfícies. Para o modelo MMB, aplica-se exatamente a mesma forma de se impor esta interação utilizada nos modelos DCB (Figura 4.8) e ENF.

Diferentemente do aparato ENF, neste modelo (MMB) não é necessária a ativação do contato entre as superfícies interiores dos braços localizados na Região 3. Isto em função de a carga gerada na extremidade do aparato (onde o ponto extremo da alavanca encontra-se fixado ao compósito) gerar uma abertura da área pré-delaminada, fazendo com que não haja contato entre as superfícies.

Novamente neste caso aplica-se diretamente o mesmo grau de refino (Malha com grau 3) utilizado na seção 4.2 para o modelo DCB (Figura 4.54).

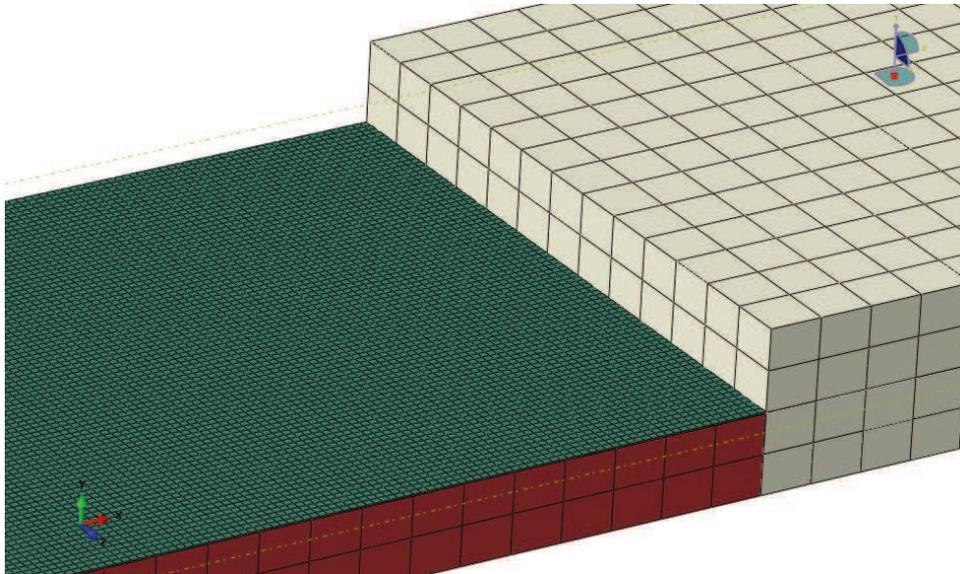


Figura 4.54- Malha gerada – grau de refino 3 no elemento de coesão – modelo MMB.

As propriedades mecânicas aplicadas neste caso, como já explicado anteriormente, podem ser verificadas na Tabela 4.1. Porém, por se tratar de uma análise de um corpo de prova MMB, onde se verificam os Modos I e II de carregamento simultaneamente, a relação Γ_{II} / Γ_T neste caso é igual a 0.5. Percebe-se neste caso que para se obter o mesmo valor para $\Gamma_C = 1.131 N/mm$ (CAMANHO & D'ÁVILA [2002]), o valor de η deve ser corrigido para 2.209. De acordo com CAMANHO & D'ÁVILA (2002), este valor de Γ_C é obtido experimentalmente e, portanto, provavelmente este é o motivo de o valor para n ser diferente do obtido de forma analítica ($n = 2.284$), como apresentado no ANEXO B. De certa forma, esta

diferença entre valores mostra-se muito pequena (valores da curva corrigida gerada e valores dos pontos experimentais- ANEXO B). O critério B-K (equação 3.47) fica reduzido basicamente a:

$$\Gamma_C = \Gamma_N + (\Gamma_S - \Gamma_N) \left(\frac{\Gamma_{II}}{\Gamma_T} \right)^\eta, \text{ com } \Gamma_T = \Gamma_I + \Gamma_{II}$$

$$\Gamma_C = 0.969 + (1.719 - 0.969)(0.5)^{2.209}$$

$$\Gamma_C = \Gamma_S = 1.131 \text{ N/mm} \quad (3.47)$$

Para que o valor $\Gamma_{II} / \Gamma_T = 0.5$ seja imposto, é necessário que a equação 3.44 apresente a seguinte condição:

$$\beta = \frac{u_{\text{cisalh}}}{u_n} \longrightarrow u_{\text{cisalh}} = u_s = u_n \longrightarrow \beta = 1$$

As equações 3.50-3.51 geram os valores para Γ_I e Γ_{II} , os quais são inseridos na equação 3.47 para a obtenção de Γ_C , e seus valores são obtidos a seguir:

$$\Gamma_I = \frac{Ku_m^{nf} u_m^{\text{cisalh}0}}{2} = 0.57825 \text{ N/mm}$$

$$\Gamma_{\text{cisalh}} = \Gamma_{II} = \frac{Ku_m^{\text{cisalh}f} u_m^{\text{cisalh}0}}{2} = 0.57825 \text{ N/mm}$$

Os valores obtidos nas equações 3.37; 3.39; 3.45; 3.52 e 3.55 variam durante o histórico de carregamento. Porém, a taxa entre os deslocamentos na direção normal e tangencial permanece sempre a mesma ($\beta = 1$, equação 3.41), pois estes deslocamentos possuem a mesma magnitude. Portanto, a relação Γ_{II} / Γ_T permanece sempre a mesma durante o histórico de carga, ou seja, com valor de 50% (conseqüentemente, os valores gerados nas equações 3.50 e 3.51 também não se alteram). Esta também é uma das dificuldades em se calibrar este modelo, ou seja, a alteração do braço de alavanca (cota C) é o fator que controla esta taxa de deslocamentos na direção normal e de cisalhamento.

Como já explicado na seção 4.2, o valor atribuído para K por CAMANHO & D'ÁVILA (2002) é de 1×10^6 N/mm³ ($K_{11} = K_{22} = K_{33}$). Para a análise do modelo MMB, estes valores são mantidos.

Mantendo-se a mesma configuração adotada nos modelos DCB e ENF, para a caracterização da propriedade elástica do elemento de coesão o valor adotado para a energia de fratura no Modo “mixed-mode” de carregamento Γ_C é de 1.131 N/mm. Este é o parâmetro para a evolução e propagação do dano. Na caracterização do início do dano, ou seja, para que a equação 3.43 (critério quadrático de iniciação do dano) seja satisfeita, o valor de σ_n^0 é igual a 80 MPa e de τ_s^0 é 100 MPa.

Para a caracterização dos elementos sólidos, a condição de anisotropia é imposta, e as propriedades elásticas podem ser observadas na Tabela 4.1. A direção de laminação do compósito é a mesma direção do comprimento L , portanto esta é a direção da propriedade E_{11} . A direção de E_{22} encontra-se na mesma direção que encontra-se a espessura $2h$ do corpo de prova, enquanto E_{33} na direção da largura W . A seguir, são apresentados os resultados para a malha com grau de refino 3 no modelo MMB.

Os resultados para esta análise podem ser considerados satisfatórios, sendo que o valor obtido para a força máxima P_{max} , chegou próximo dos valores de referência (força máxima experimental = 275.40 N; força máxima numérica = 236.60 N) obtidos por CAMANHO & D'ÁVILA (2002). A seguir, são demonstrados os detalhes destes resultados.

Primeiramente, é apresentado o diagrama das tensões principais obtidas (Figura 4.55), no momento em que a equação 3.43 (critério de falha quadrático) está se igualando a 1, ou seja, significando que o dano está se iniciando. A Figura 4.56 demonstra apenas o elemento de coesão neste mesmo incremento (Figura 4.55), para que seja visualizado com mais facilidade as tensões principais na região. Percebe-se nesta imagem (Figura 4.56) que o local onde a máxima tensão é verificada encontra-se exatamente na transição entre a pré-delaminação e o elemento de coesão.

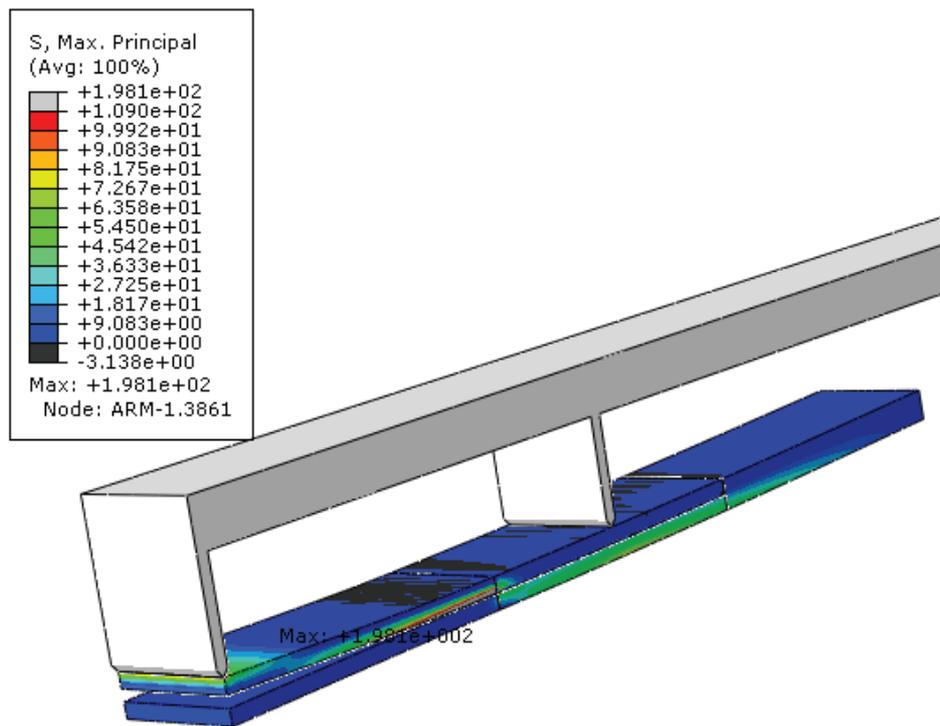


Figura 4.55 - Diagrama de Tensões Principais Máximas – MMB test.

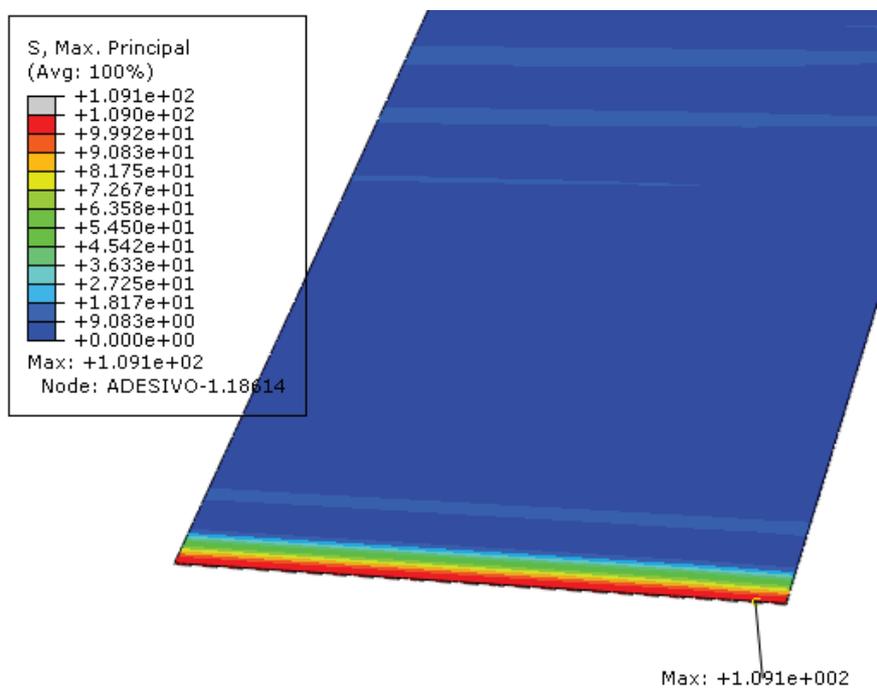


Figura 4.56- Diagrama de Tensões Principais Máximas no elemento de interface – MMB test.

A Figura 4.57 demonstra uma sobreposição entre as configurações indeformadas e deformadas, sendo que a primeira é referente à configuração com a malha representada e a segunda é referente à configuração sem a malha representada. O incremento de tempo neste caso é o mesmo apresentado na Figura 4.55 e Figura 4.56. Para evidenciar que há realmente a ocorrência de um carregamento no modo misto, a escala de deformação no software é alterada para 5, ou seja, aumenta-se 5 vezes a deformação real para efeitos de visualização. Este recurso é utilizado porque pequenas deformações e deslocamentos são observados no elemento em si para que o mesmo inicie o dano, sendo de difícil observação na configuração real de deformação.

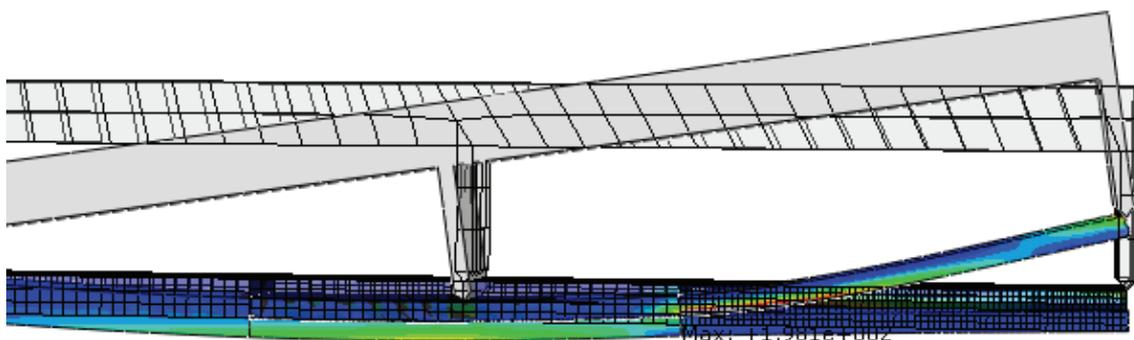


Figura 4.57- Configurações deformadas e indeformadas sobrepostas no modelo.

O próximo passo é mostrar que o critério de falha quadrático (eq 3.43) foi realmente atingido no modelo MMB. A Figura 4.58 apresenta os resultados para o parâmetro que indica o início do dano na região de adesão no mesmo incremento de carga demonstrado na Figura 4.56, lembrando que a equação 3.43 é satisfeita quando o seu resultado iguala-se a 1, ou seja, neste momento inicia-se o dano. Como já dito anteriormente, no ABAQUS, o dado de saída que indica este parâmetro é o QUADSCRT. Novamente ressalta-se que neste momento o dano está iniciando-se apenas na região de transição da pré-delaminação e o adesivo em si e, portanto, o restante do elemento de coesão ainda encontra-se íntegro e sua rigidez não está

inteiramente alterada. Conseqüentemente, o adesivo ainda oferece resistência contra a abertura da fissura no compósito. Isto explica o motivo de neste momento o carregamento P na alavanca ainda ser de 108 N, e não o carregamento máximo observado no histórico da análise.

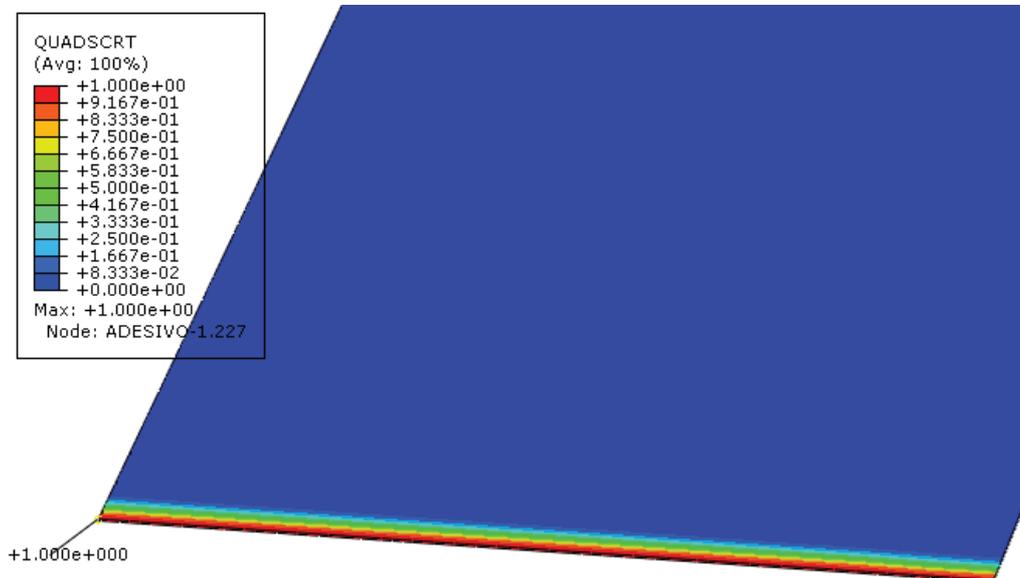


Figura 4.58- Momento em que se inicia o dano no elemento de coesão – equação 3.43 igualando-se a 1 – modelo MMB.

A próxima imagem apresentada, na Figura 4.59 apresenta o dano se iniciando ao longo do restante do elemento de interface. É exatamente neste incremento de carga ilustrado, em que a rigidez do adesivo já começa a não mais oferecer resistência contra a força P que está sendo aplicada na alavanca do modelo, ou seja, a rigidez da região é alterada a partir deste momento e, a partir de então, inicia-se a degradação do elemento de coesão. Este é o momento em que o valor máximo de $P_{máx}$ é atingido para o modelo MMB (272 N).

A Figura 4.60 apresenta o modelo completo em sua configuração deformada, no mesmo incremento de tempo em que a Figura 4.59 é capturada, ou seja, quando a força máxima é atingida no histórico de carregamento da análise. Comparando-se com a Figura 4.55, percebe-se pela Figura 4.60 que o deslocamento imposto na alavanca já se torna bem mais evidente, assim como a abertura da pré-delaminação (Modo I de dano) e o deslocamento na parte central (Modo II de dano) também já começa a se mostrar mais proeminente.

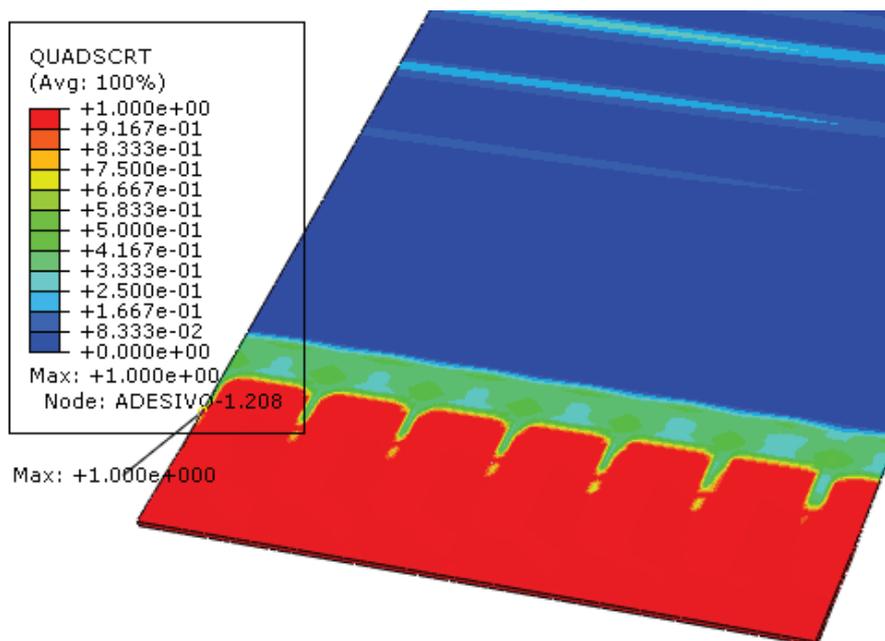


Figura 4.59- Dano se propagando para o restante do elemento de coesão – momento em que a força P atinge seu valor máximo – modelo MMB.

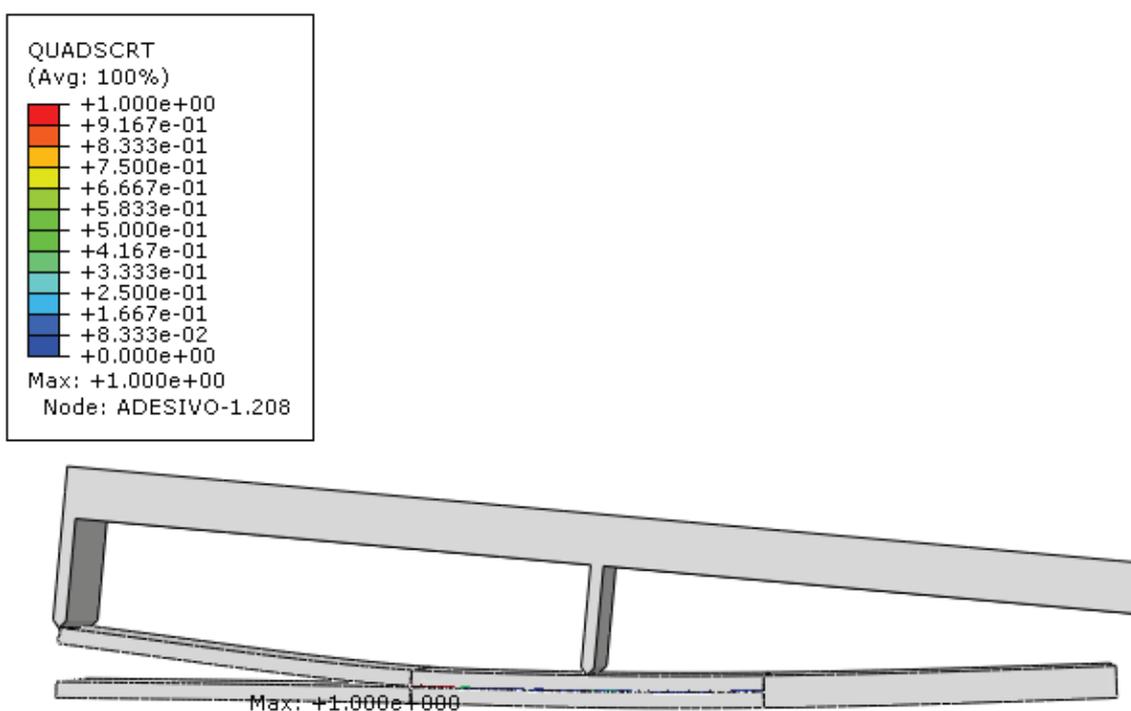


Figura 4.60- Modelo ENF em sua configuração deformada, onde a força máxima é atingida.

O passo seguinte é a observação da evolução do dano em si, controlando-se a variável de dano d , apresentado na equação 3.34. Como já dito na seção 4.2, no ABAQUS, o “output” a ser verificado neste caso é o SDEG. Neste caso, quando o valor de d iguala-se a 1, significa que o dano pode ser considerado completo na região em questão. A Figura 4.61 apresenta o diagrama obtido para a variável $d = 1$ no mesmo incremento de tempo na Figura 4.59 e Figura 4.60.

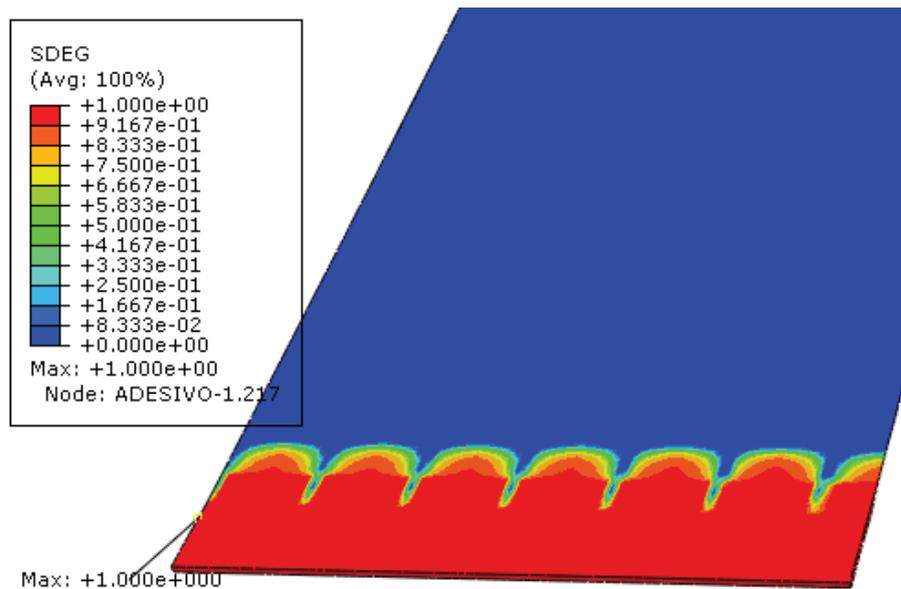


Figura 4.61- Região onde o dano encontra-se completo – incremento em que a força máxima é atingida- modelo MMB.

Com o aumento dos incrementos de carga, o dano ($d = 1$) vai se propagando para o interior do elemento de coesão, até o momento em que se atinge a perda completa da rigidez do elemento como um todo. A Figura 4.62 apresenta este exato incremento, sendo este o momento da delaminação, ou falha completa do composto analisado. A força referente à este momento é de 222 N, e o deslocamento imposto é de 6.9 mm.

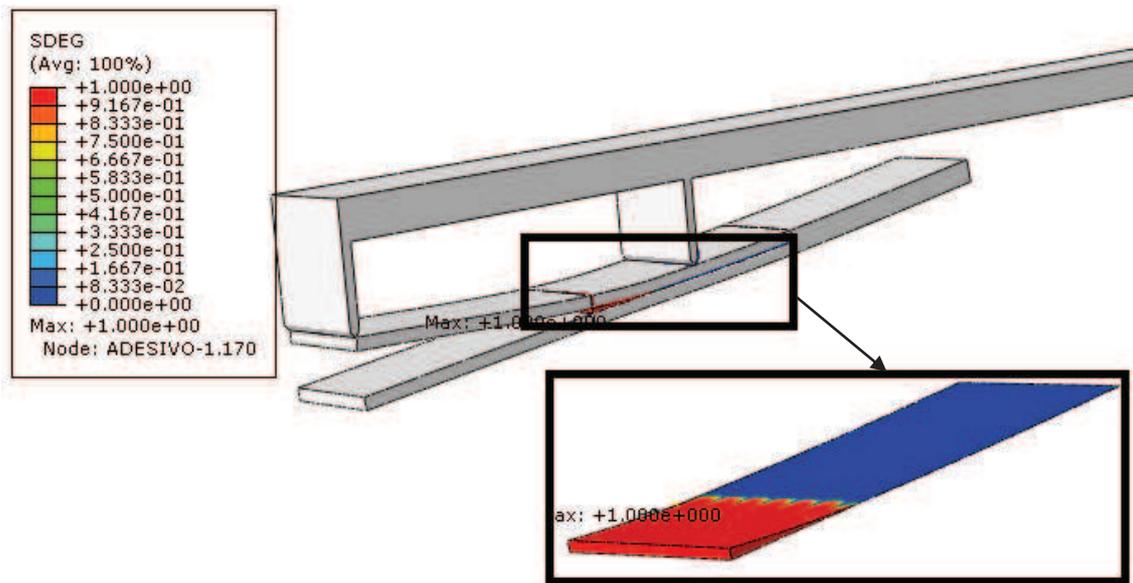


Figura 4.62- Incremento no qual o dano completo se propaga para o interior do elemento, e o mesmo já não oferece mais resistência – modelo MMB.

Quando $d = l$ em uma certa região do elemento de coesão (Figura 4.60), a resistência contra a força P aplicada atinge seu ponto máximo e, após isto, começa a decrescer, até se atingir o ponto ilustrado na Figura 4.61 (perda completa de rigidez). Para o modelo MMB, é possível de se verificar o histórico do carregamento (força P) juntamente com o deslocamento imposto (Δu) no local de aplicação da carga, assim como nos modelos DCB e ENF. Os valores obtidos de $P_{máx}$ e Δu , e demonstrados no gráfico apresentado na Figura 4.63, são de 272 N e 6 mm, respectivamente. Ao se comparar tais resultados com os valores de referência (Força experimental = 275.40 N; Força numérica = 236.60 N; $\Delta u = 5.4$ mm deslocamento experimental; $\Delta u = 4.71$ mm deslocamento numérico), obtidos por CAMANHO & D'ÁVILA (2002) em ensaios laboratoriais, observa-se erros relativos entre os valores encontrados. A Tabela 4.25 e Tabela 4.26 demonstram esta comparação entre os resultados obtidos com os de referência.

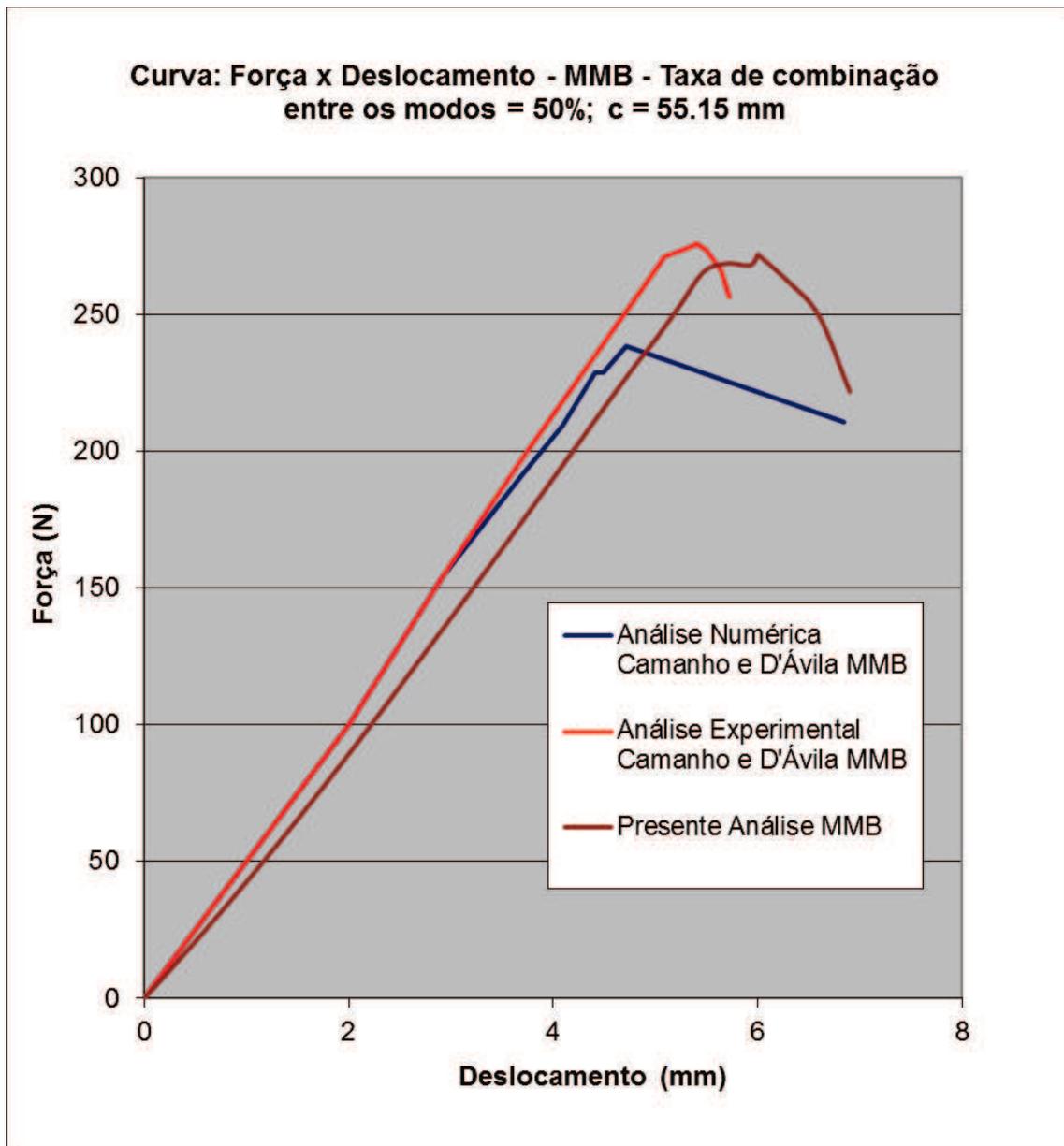


Figura 4.63- Curva: “Força vs Deslocamento” – modelo MMB.

Tabela 4.25- Comparação entre os resultados de Força Máxima obtida – Modelo MMB.

$P_{máx}$ experimental (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])	$P_{máx}$ numérico (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])	$P_{máx}$ numérico (presente análise)	Erro relativo ($P_{máx}$ experimental)	Erro relativo ($P_{máx}$ numérica)
275.40 N	236.60 N	272 N	1.23 %	14.96 %

Tabela 4.26- Comparação entre os resultados de Deslocamento Máximo obtido – Modelo MMB.

<i>Deslocamento experimental (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])</i>	<i>Deslocamento numérico (CAMANHO & D'ÁVILA [2002])</i>	<i>Deslocamento Δu (presente análise)</i>	<i>Erro relativo ($\Delta u_{máximo}$ experimental)</i>	<i>Erro relativo ($\Delta u_{máximo}$ numérico)</i>
5.4 mm	4.71 mm	6 mm	11.11 %	27.39 %

A Figura 4.65 e a Figura 4.66 apresentam o deslocamento (Δu) imposto com relação ao parâmetro de início do dano (critério de falha quadrático), governado pela equação 3.43. A primeira imagem (Figura 4.65) apresenta medição do início do dano na região (a) de interface entre elemento de interface e pré-delaminação. A segunda imagem (Figura 4.66) mostra a medição do mesmo parâmetro, porém, na região (b), que se encontra mais para o interior do elemento de coesão, deslocado a exatos 2.53 mm do ponto (a). Este ponto (b) corresponde ao local onde é observado o pico de força máxima obtida na alavanca, ou seja, ponto onde o elemento já começa a diminuir a resistência à carga aplicada em função da queda de rigidez. Estas imagens têm a função de demonstrar que o dano se inicia em diferentes momentos no adesivo em si. Obs: Ver Figura 4.64 para um melhor entendimento das regiões de medição citadas acima.

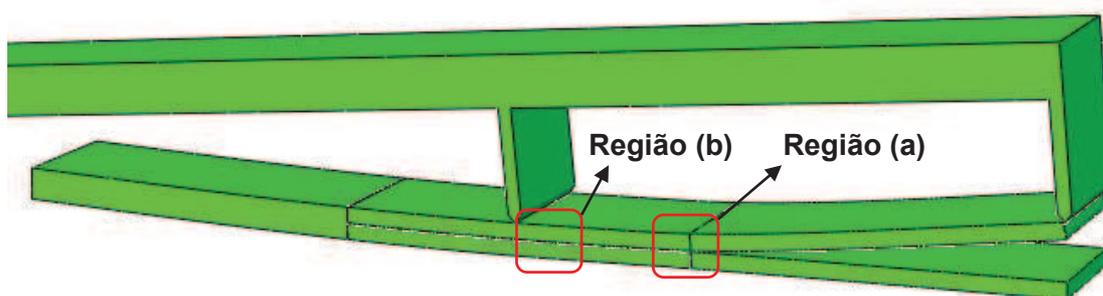


Figura 4.64- Regiões (a) e (b), onde são retirados os valores do critério de falha quadrático – modelo MMB.

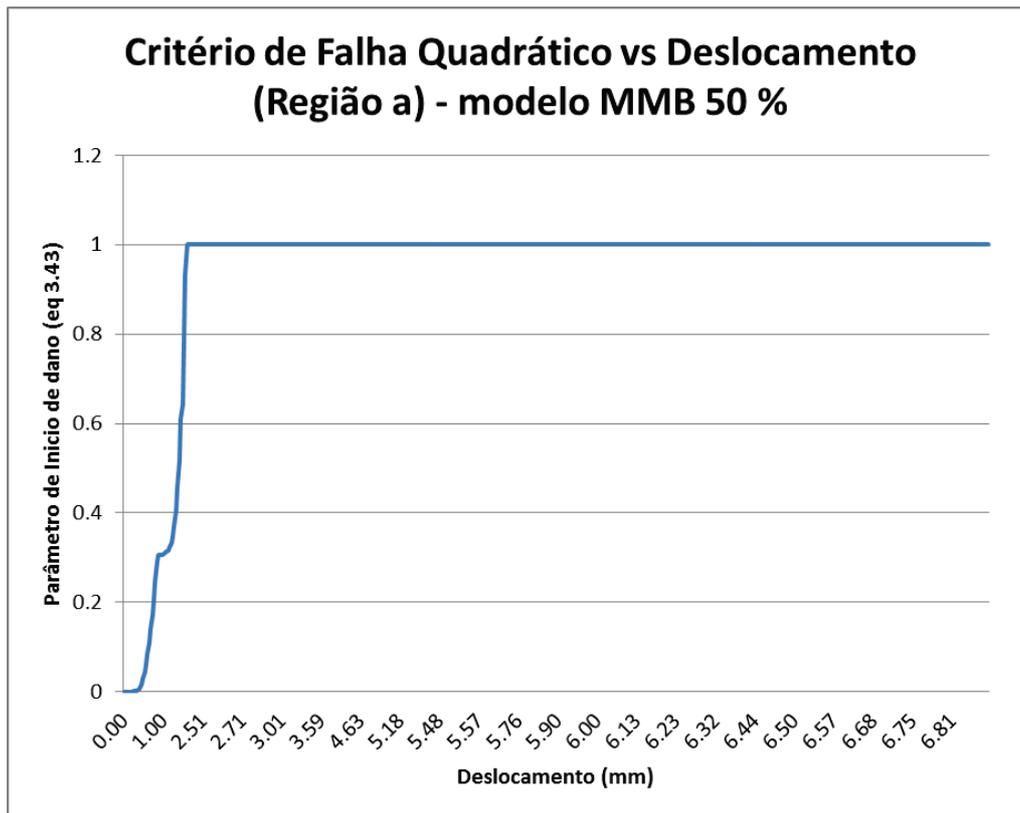


Figura 4.65- Curva: Critério de Falha Quadrático vs Deslocamento – modelo MMB 50% - Região (a).

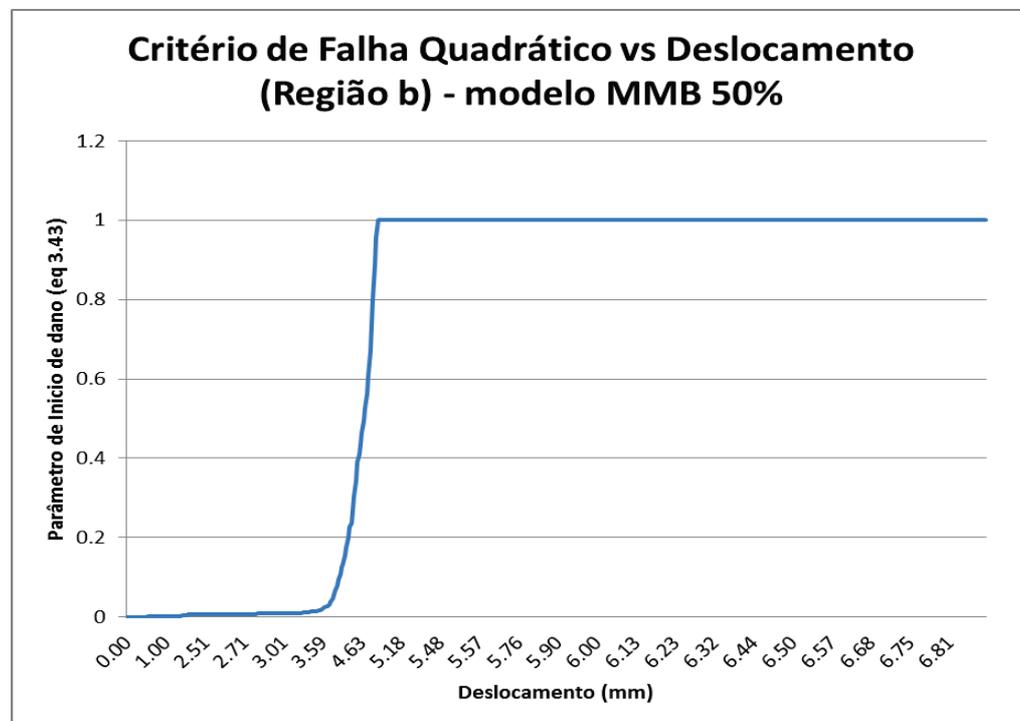


Figura 4.66- Curva: Critério de Falha Quadrático vs Deslocamento – modelo MMB 50% - Região (b).

A Figura 4.67 e Figura 4.68 mostram o deslocamento (Δu) imposto em relação ao parâmetro de evolução do dano d atingindo o valor de 1, governado pela equação 3.34. Novamente são apresentados os resultados nas regiões (a) e (b). Estas imagens têm a função de demonstrar que o dano também se torna completo em diferentes regiões e em diferentes momentos no adesivo em si para o modelo MMB.

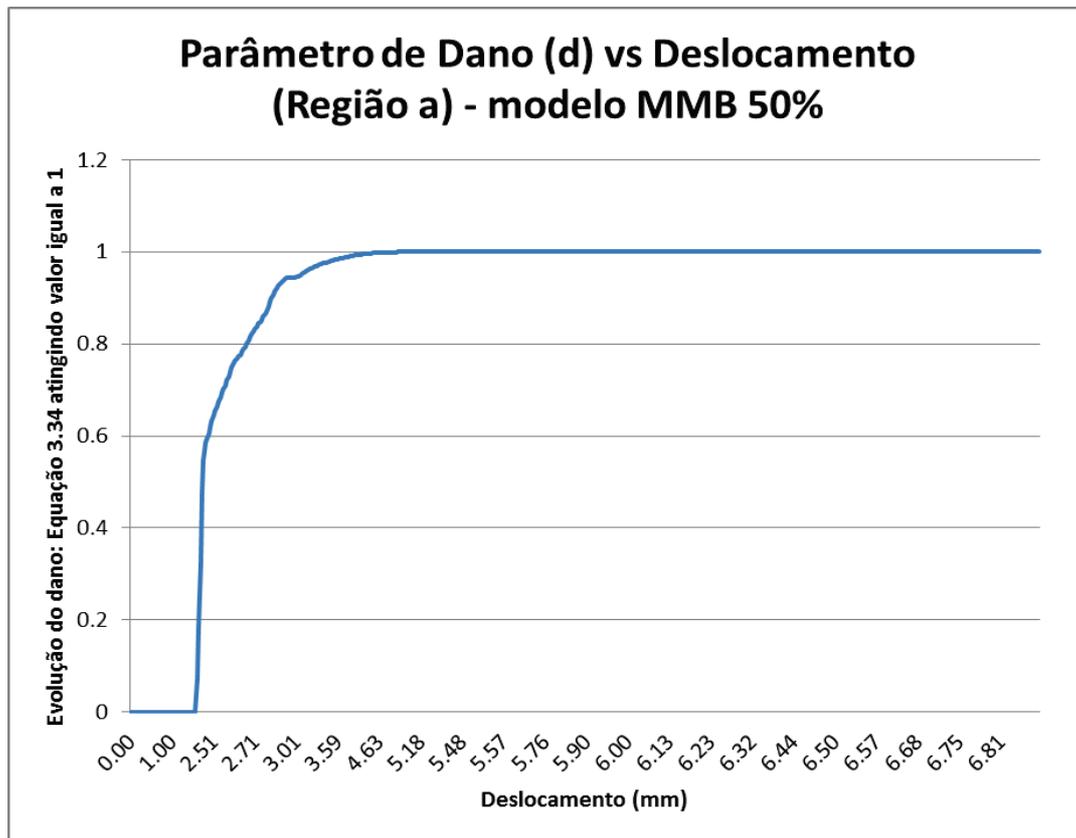
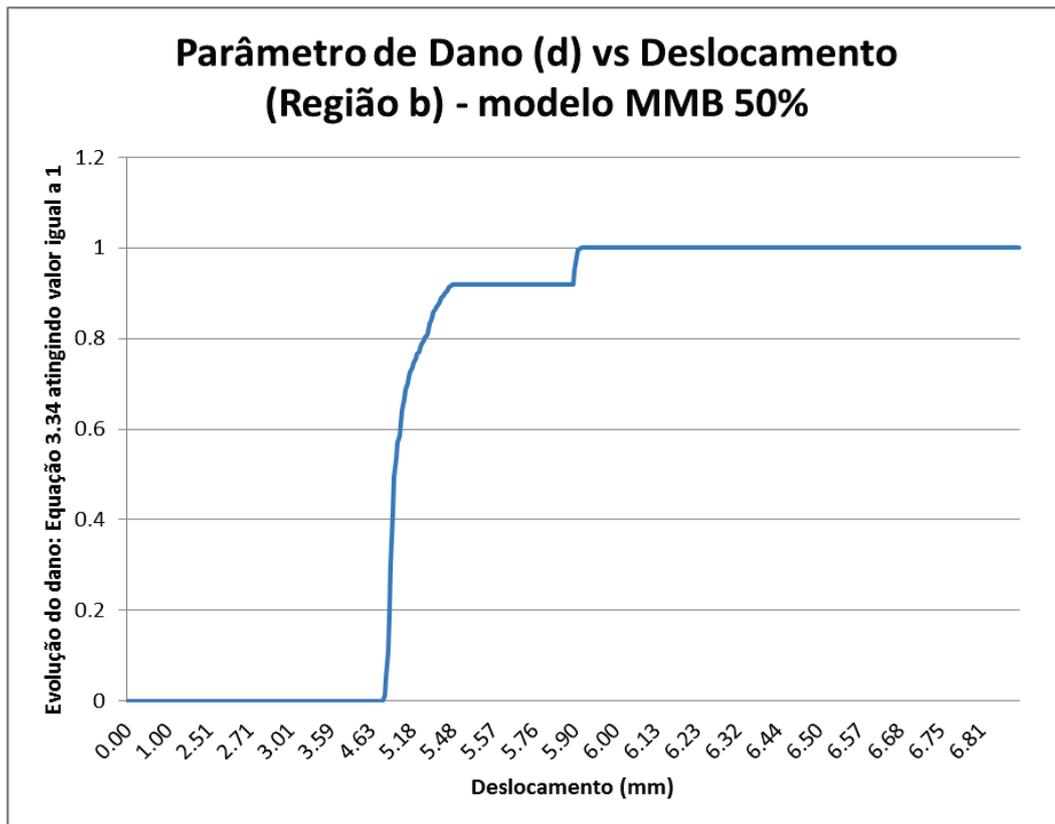


Figura 4.67- Curva: Parâmetro de Dano (d) vs Deslocamento – modelo MMB 50%
- Região (a).



**Figura 4.68- Curva: Parâmetro de Dano (d) vs Deslocamento – modelo MMB 50%
- Região (b).**

Os resultados apresentados acima demonstram que a análise numérica realizada nesta seção gera resultados próximos aos obtidos por CAMANHO & D'ÁVILA (2002) para o aparato de teste no Modo Misto de carregamento (MMB). Pode se constatar esta informação ao se observar a Figura 4.63, a Tabela 4.25-Tabela 4.26, onde se notam erros relativos considerados relativamente baixos. Alguns fatores influenciaram para a obtenção dos resultados finais obtidos para o aparato MMB, ou seja, contribuíram para que os erros relativos neste caso sejam maiores que os erros obtidos para os resultados nos aparatos DCB e ENF. Portanto, cita-se aqui alguns destes fatores:

- A dimensão exata da alavanca não é citada;
- O peso da própria alavanca não é citado;
- As distâncias exatas dos pontos de apoio não são citados.

Percebe-se que, para o caso do aparato MMB, há um aumento nas variáveis que podem contribuir para os erros relativos obtidos na análise e citados na

Tabela 4.25 e Tabela 4.26. Somente o fato de não se possuir a geometria e o peso da alavanca utilizada já torna mais complicado o processo de obtenção dos resultados finais mais próximo possível dos obtidos por CAMANHO & D'ÁVILA (2002). Em seu trabalho, os autores em questão citam que o peso da alavanca é sim levado em conta na análise numérica. Este com certeza é o principal motivo de o braço de alavanca (distância c) necessário neste caso ser diferente da mesma cota utilizada por CAMANHO & D'ÁVILA (2002). Portanto, como seriam necessárias várias suposições e interações de geometria e peso da própria alavanca, além das alterações nas distâncias dos apoios, optou-se neste caso por realizar apenas uma análise.

Assim sendo, para o Modo Misto de início e propagação de dano, pode-se afirmar que o modelo e a metodologia apresentada também geram resultados muito satisfatórios, levando-se em conta as dificuldades citadas.

Desta forma, conclui-se que os três modelos apresentados (DCB, ENF e MMB) demonstram resultados próximos aos obtidos por CAMANHO & D'ÁVILA (2002), levando-se em conta as omissões de algumas informações da referência, significando que o método utilizado pode ser considerado como validado. Assim sendo, o próximo passo é aplicar estes métodos em uma análise de um estudo de caso específico, o que é demonstrado na seção a seguir, onde placas de aço carbono unidas por meio de adesivos são avaliadas em várias configurações diferentes.

4.5 Análise de juntas metálicas adesivadas – Parâmetros de Resistência

Conforme citado na seção 1.1, nos dias atuais pode-se verificar a utilização de juntas adesivadas em várias aplicações da engenharia. Da seção 4.2 a seção 4.4 três diferentes aparatos de teste são avaliados e seus resultados são comparados com os encontrados na literatura (CAMANHO & D'ÁVILA [2002]). A finalidade de tais análises neste trabalho é a validação da utilização do método de elementos finitos utilizando-se como ferramenta um software comercial (ABAQUS) em análises computacionais de elementos de coesão na união de componentes estruturais.

Nesta seção, o objetivo principal é a verificação de juntas metálicas unidas por meio de adesivos (utilizando-se do mesmo método validado nas seções 4.2 a 4.4, ou seja, análise de elementos finitos com o comportamento de dano representado pela lei “traction-separation”) alterando-se alguns parâmetros como:

- espessura de camada do adesivo,
- comprimento de adesão,
- tipos de juntas,
- tipos de adesivos aplicados (diferentes propriedades mecânicas).

A ênfase neste caso é de verificar qual a importância dos parâmetros citados acima na junção de componentes por adesivos e também qual a sua influência na perda ou aumento de capacidade de carga da junta em si.

Em todas as análises realizadas nesta seção o tipo de material empregado para as chapas é de aço carbono, com característica isotrópica. Já para os adesivos utilizados, os mesmos são obtidos de dois diferentes fabricantes, sendo eles os seguintes:

- Adhesive 5M LETOXIT KFL 120 (FONTE: <http://www.5m.cz>);
- LOCTITE Metalic Two-part Acrylic Bonding - H850 (FONTE: <http://www.henkelna.com>).

O primeiro adesivo citado acima, o 5M LETOXIT KFL 120, é uma resina aderente que geralmente é utilizada em junções de componentes metálicos na indústria aeronáutica, principalmente em componentes de turbinas. Já o adesivo LOCTITE H850 é uma resina com utilização em uniões de materiais de aço em geral.

Na Tabela 4.27 e Tabela 4.28 pode-se observar as propriedades mecânicas dos adesivos citados anteriormente. Nestas tabelas, os únicos valores obtidos pelas fontes citadas são apenas o valor de energia de fratura no cisalhamento Γ_S e as tensões de cisalhamento τ_S^0 dos adesivos. Porém, neste caso, considera-se que os valores na direção normal (Γ_N e σ_n^0) são os mesmos que na direção de cisalhamento (Γ_S e τ_S^0). O valor empregado para a rigidez de penalidade K no adesivo é de 1×10^6 N/mm³ ($K_{11} = K_{22} = K_{33}$). As propriedades mecânicas das chapas ASTM A572 Gr 50 (FONTE: <http://www.astm.org/Standards/A572.htm>) estão listadas na Tabela 4.29 e as variáveis contidas na mesma são as seguintes: σ_Y - tensão de escoamento; E - módulo de elasticidade; μ_A - coeficiente de Poisson.

Tabela 4.27- Propriedades mecânicas do adesivo: Adesivo 5M LETOXIT KFL 120 (FONTE: <http://www.5m.cz>).

Γ_N (N/mm)	Γ_S (N/mm)	σ_n^0 (MPa)	τ_S^0 (MPa)
4	4	36	36

Tabela 4.28- Propriedades mecânicas do adesivo: LOCTITE Metalic Two-part Acrylic Bonding - H850 (FONTE: <http://www.henkelna.com>).

Γ_N (N/mm)	Γ_S (N/mm)	σ_n^0 (MPa)	τ_S^0 (MPa)
10.15	10.15	15	15

Tabela 4.29- Propriedades mecânicas das chapas metálicas.

σ_Y (MPa)	E (MPa)	μ
345	207000	0.28

Como mencionado anteriormente, os aparatos de teste neste caso apresentam configurações diferentes no modo de junção entre as chapas. Tais configurações são apresentadas nas imagens a seguir na Figura 4.69 e Figura 4.70.

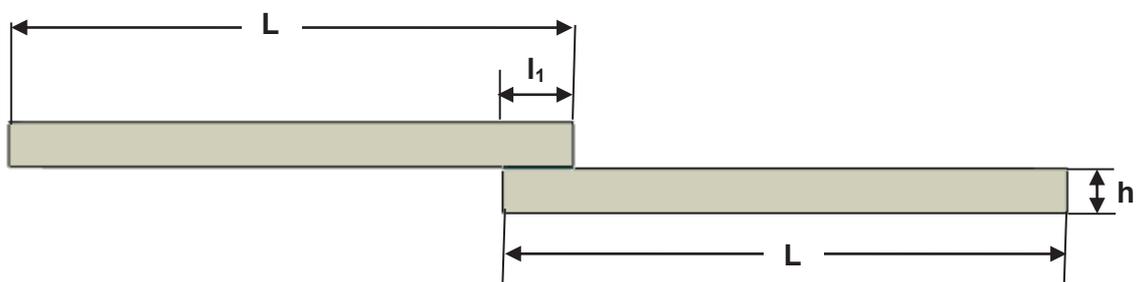


Figura 4.69- Junta de chapa adesivada tipo 1 - modelos 1, 2 e 3.

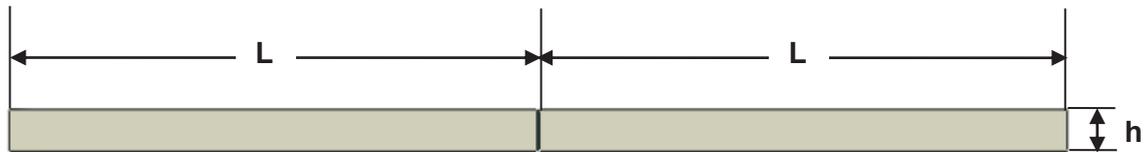


Figura 4.70- Junta de chapa adesivada tipo 2.

Na Figura 4.69 e Figura 4.70 pode-se observar as formas das juntas adesivadas, além das cotas existentes no aparato em si. Duas cotas não estão presentes nestas imagens, sendo estas a espessura do adesivo (h_0), a largura das chapas de metal (w). Da Tabela 4.30 a Tabela 4.33, são apresentados os valores destas cotas para cada tipo e modelo de junta.

Tabela 4.30 - Valores das cotas da junta tipo 1 - modelo 1.

L (mm)	l_1 (mm)	w (mm)	h_0 (mm)	h (mm)
80	10	40	0.25	6.35

Tabela 4.31 - Valores das cotas da junta tipo 1 - modelo 2.

L (mm)	l_1 (mm)	w (mm)	h_0 (mm)	h (mm)
80	15	40	0.25	6.35

Tabela 4.32 - Valores das cotas da junta tipo 1 - modelo 3.

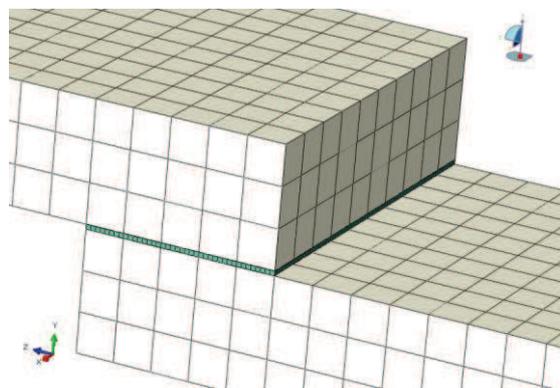
L (mm)	l_1 (mm)	w (mm)	h_0 (mm)	h (mm)
80	10	40	0.375	6.35

Tabela 4.33 - Valores das cotas da junta tipo 2.

L (mm)	w (mm)	h_0 (mm)	h (mm)
80	40	0.25	6.35

Portanto, ao se observar da Figura 4.69 a Figura 4.70, nota-se que há apenas 2 tipos de adesão das juntas, o tipo 1 e o tipo 2. Porém, para o tipo 1, nos modelos 1, 2 e 3, são alterados os valores de comprimento de adesão e a espessura de adesivo, com o objetivo de se verificar a influência de tais parâmetros na capacidade de carga da junção. O tipo 2 de junta é também avaliado para se verificar qual o comportamento do adesivo ao se aplicar um carregamento puramente de tração, diferentemente do que ocorre na junta tipo 1, que somente recebe carregamentos puramente cisalhantes. Importante ressaltar que todas estas configurações são analisadas com os dois tipos de adesivos citados ainda nesta seção (5M LETOXIT KFL 120 e LOCTITE H850).

Os modelos sólidos aqui analisados são criados no software comercial ABAQUS 6.10 e sua geometria possui exatamente os mesmos valores apresentados na Tabela 4.30- Tabela 4.33. Novamente uma condição de simetria é imposta no plano YZ, no sentido transversal dos componentes. A malha gerada é a mesma para todos os tipos e modelos de junta, contendo elementos COH3D (elemento de coesão 3D com oito nós) para o modelo do adesivo e C3D8R (elemento com 8 nós linear e com integração reduzida) para representar as chapas de aço. O tamanho dos elementos no corpo do adesivo possui valor de 0.25 mm, o que gera um excelente grau de refino na interface. A Figura 4.71 e Figura 4.72 apresentam a malha gerada nas interfaces dos dois tipos de juntas.

**Figura 4.71- Malha gerada na interface da junta tipo 1.**

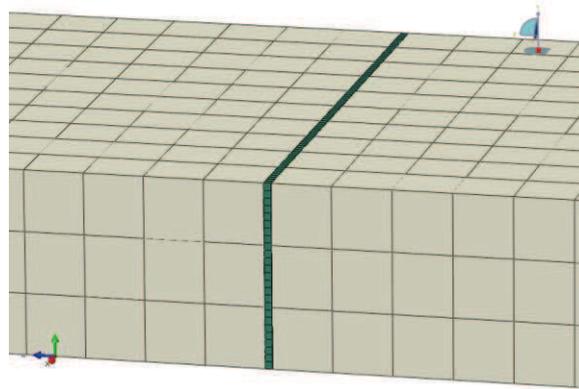


Figura 4.72- Malha gerada na interface da junta tipo 2.

O próximo passo é a demonstração das condições de contorno aplicadas nos modelos. Tais restrições são basicamente as mesmas para todos os modelos de juntas, ou seja, numa das extremidades aplica-se engaste (restringe-se todos os graus de liberdade) na face (Figura 4.73) e na outra um deslocamento é imposto no eixo Z tracionando as chapas (Figura 4.74). Ainda na Figura 4.73 pode-se observar a condição de simetria de 50% do modelo ($U_x=U_{Ry}=U_{Rz}=0$) imposta nas faces onde ocorre o “corte” da seção.

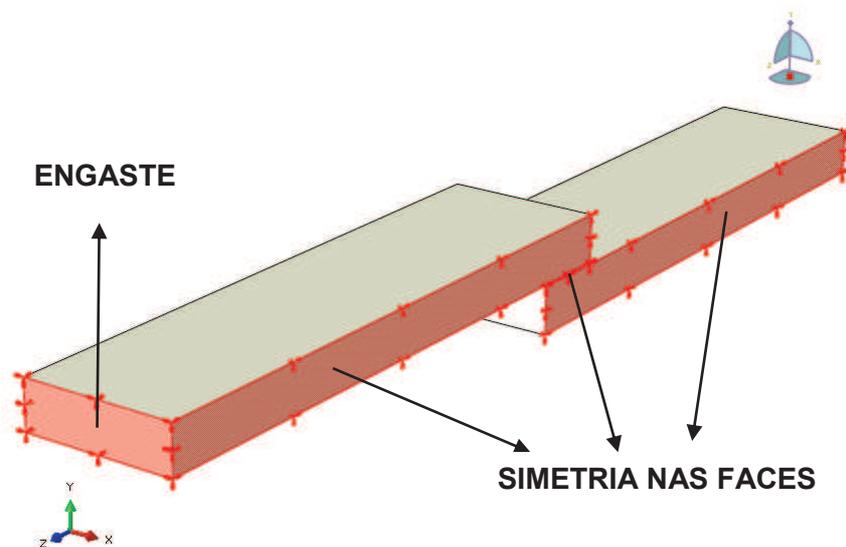


Figura 4.73- Condições de contorno aplicadas no modelo de juntas de chapas adesivadas.

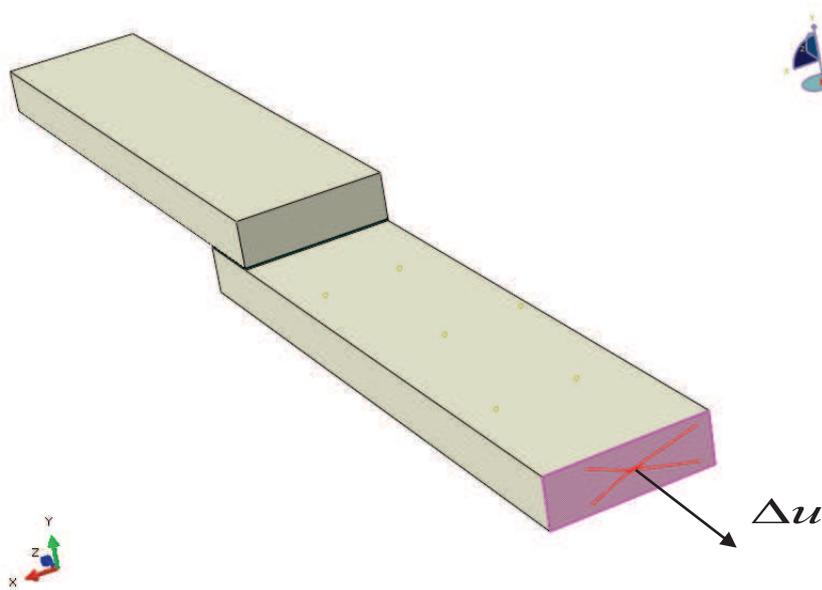


Figura 4.74- Deslocamento imposto na extremidade da chapa inferior.

O ponto de aplicação do deslocamento imposto na Figura 4.74 é o local onde a força de reação e o deslocamento no eixo Z são controlados e gravados no histórico final das análises. Com este histórico é possível traçar o gráfico “Força vs Deslocamento”, onde pode-se observar a capacidade total das juntas.

A adesão entre o elemento de coesão, que representa a resina adesiva ou o adesivo, e as chapas de aço é feita por meio de um recurso no ABAQUS denominado de “tie condition” ou condição de aderência. Neste tipo de recurso as faces são perfeitamente unidas umas às outras. Na Figura 4.75(a) e Figura 4.75(b) pode-se visualizar esta condição aplicada nas faces superiores e inferiores do adesivo.

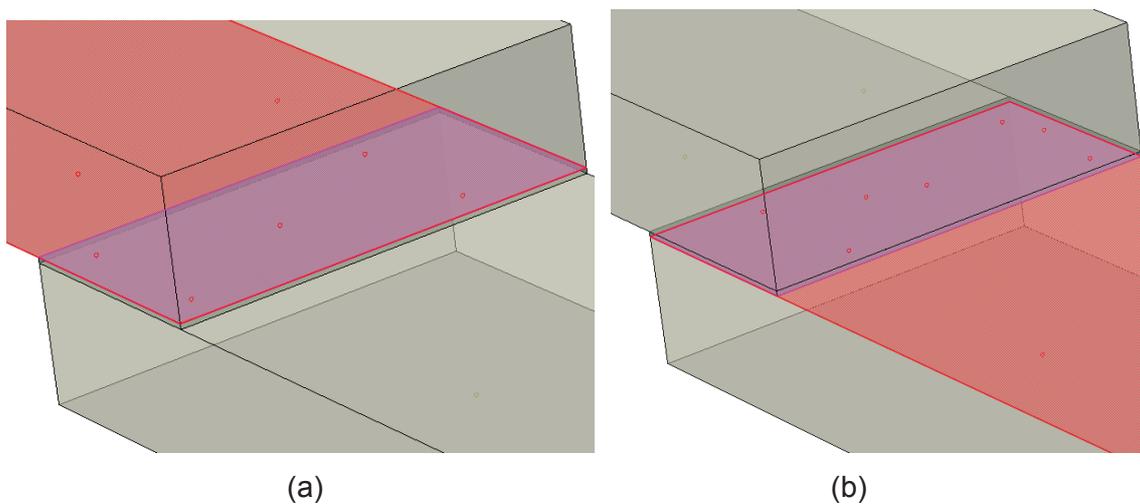
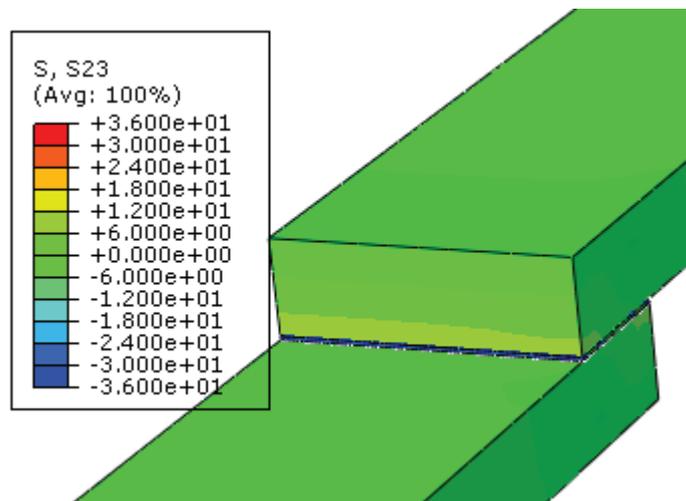


Figura 4.75- Condição de “tie” aplicada nas faces do adesivo e das chapas.

Portanto, após demonstrar a modelagem, malhas geradas, condições de contorno e as interações entre chapa e adesivo, o próximo passo é a apresentação dos resultados obtidos nas análises. Para facilitar a visualização e também para não tornar as imagens muito repetitivas, sempre estarão apresentados os resultados para os adesivos 5M LETOXIT KFL 120 e LOCTITE H850 na mesma figura. Primeiramente são demonstrados os diagramas de tensão (S), início de dano (QUADSCRT) e de dano completo (SDEG). Posteriormente, os gráficos com os resultados de força máxima obtida são apresentados.

4.5.1 Resultados na Junta 1 - Modelo 1

Na Figura 4.76(a) e Figura 4.76(b) pode-se visualizar o nível de tensão principal obtido no momento em que o dano inicia-se no adesivo. Já na Figura 4.77(a) e Figura 4.77(b) são apresentadas as tensões apenas no adesivo isoladamente, no mesmo incremento de tempo. Percebe-se que no adesivo as tensões estão atingindo os valores referentes às tensões de cisalhamento τ_s^0 que para o adesivo 5M LETOXIT KFL 120 é de 36 MPa e no adesivo LOCTITE H850 é de 15 MPa. Como o primeiro possui praticamente o dobro do valor de capacidade cisalhante do segundo, é necessário um deslocamento menor para se atingir o valor máximo no segundo. Isto ficará evidente nos gráficos a serem apresentados mais a frente.



(a)

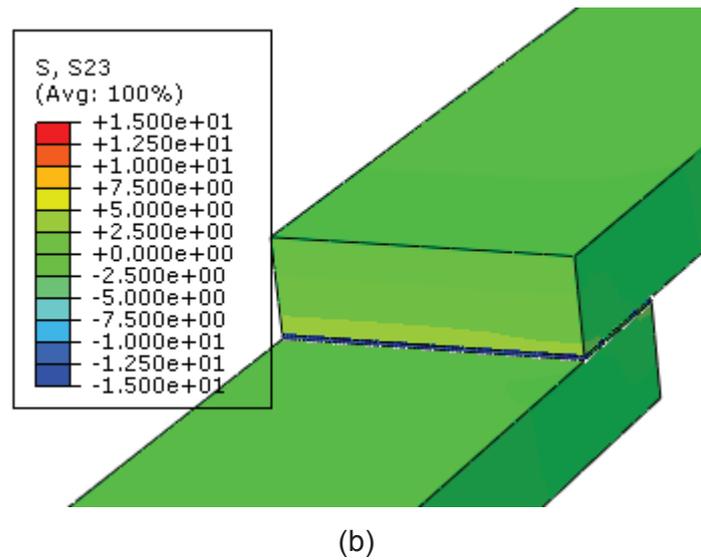


Figura 4.76- Tensão principal nas juntas tipo 1 - modelo 1 para: (a) Adesivo 5M LETOXIT KFL 120, (b) Adesivo LOCTITE H850.

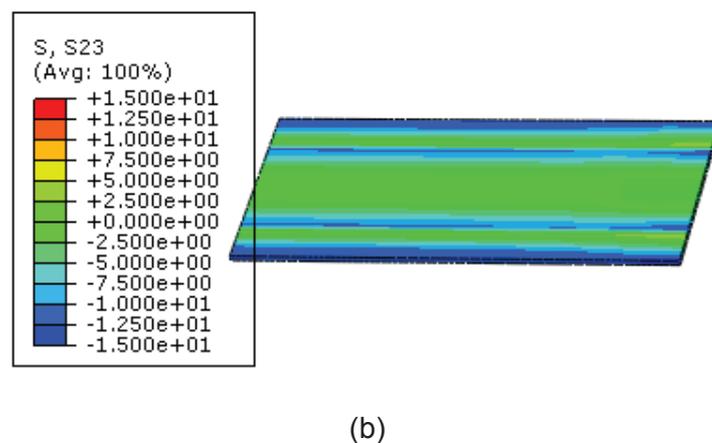
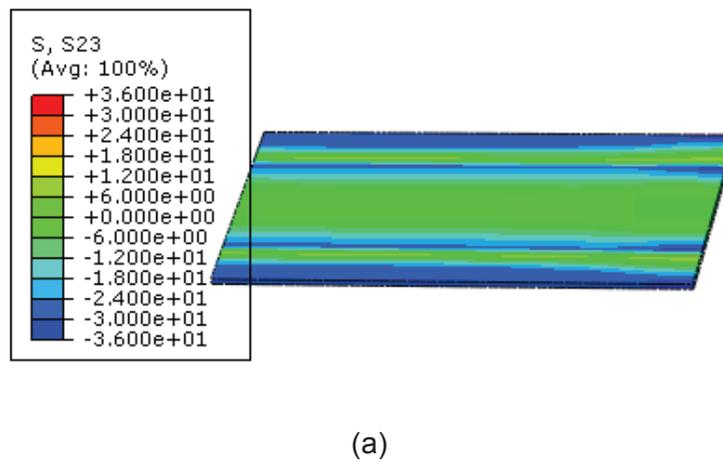


Figura 4.77- Tensão principal nos adesivos da junta tipo 1 - modelo 1 para: (a) Adesivo 5M LETOXIT KFL 120, (b) Adesivo LOCTITE H850.

Na Figura 4.78(a) e Figura 4.78(b) apresenta-se o diagrama QUADSCRT, onde a equação 3.43 atinge o valor de 1, significando que o dano está se iniciando no modelo do adesivo. Para facilitar a visualização, neste caso apenas o adesivo é demonstrado nas imagens. Os incrementos de carga para este caso são exatamente os mesmos que os apresentados na Figura 4.76(a) e Figura 4.76(b).

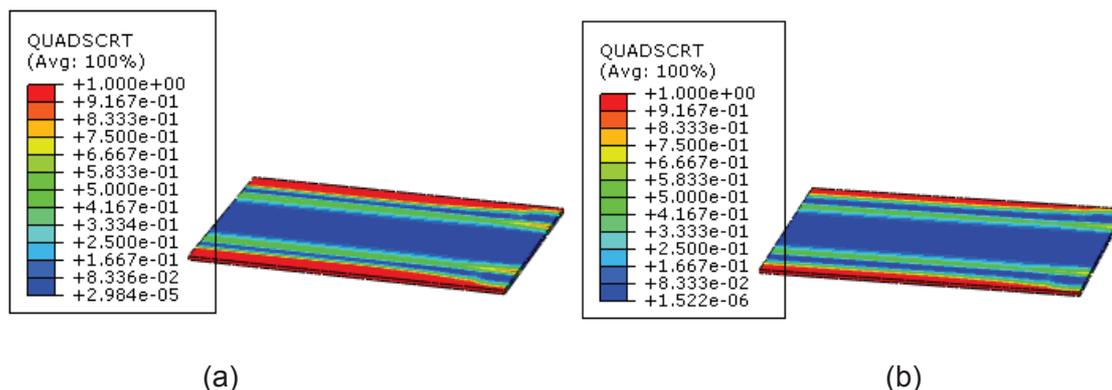


Figura 4.78- Início do dano nas juntas tipo 1 - modelo 1 para: (a) Adesivo 5M LETOXIT KFL 120, (b) Adesivo LOCTITE H850.

Na Figura 4.79(a) e Figura 4.79 (b) são ilustrados o diagrama SDEG, onde a equação 3.34 atinge o valor de 1, significando que o dano está completo nas regiões em vermelho no elemento de coesão.

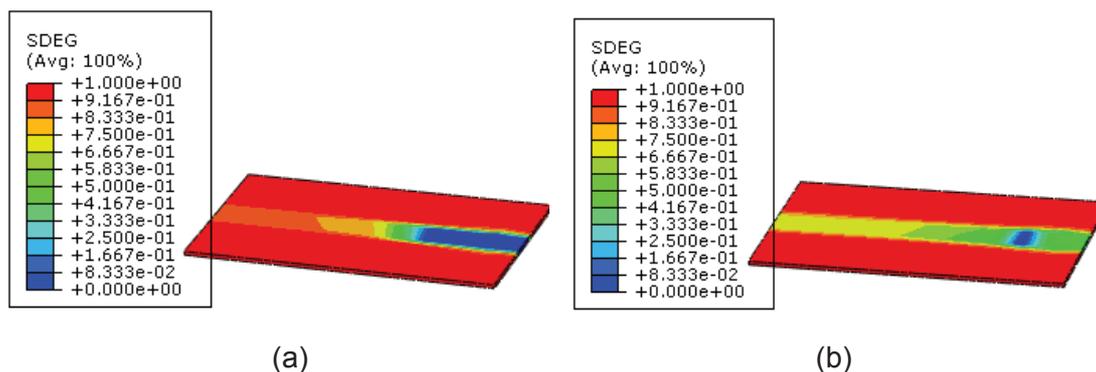


Figura 4.79- Locais apresentando dano completo nas juntas tipo 1 - modelo 1 para: (a) Adesivo 5M LETOXIT KFL 120, (b) Adesivo LOCTITE H850.

O adesivo 5M LETOXIT KFL 120 possui um valor maior para capacidade de início de cisalhamento τ_S^0 que o adesivo LOCTITE H850. Porém, seu valor de energia

de fratura no cisalhamento é praticamente duas vezes menor, significando que o adesivo LOCTITE H850 tem uma resistência muito maior à ruptura. Isto fica fácil de observar na Figura 4.80(a) e Figura 4.80(b), onde visualiza-se que a deformação é muito maior no adesivo LOCTITE H850. Nestas imagens, o incremento em ambas é referente ao momento em que a força antecede o valor zero, ou seja, no próximo incremento a força se iguala a zero, significando que a ruptura ocorre. Basicamente, este é o último momento em que o adesivo oferece resistência a uma carga trativa.

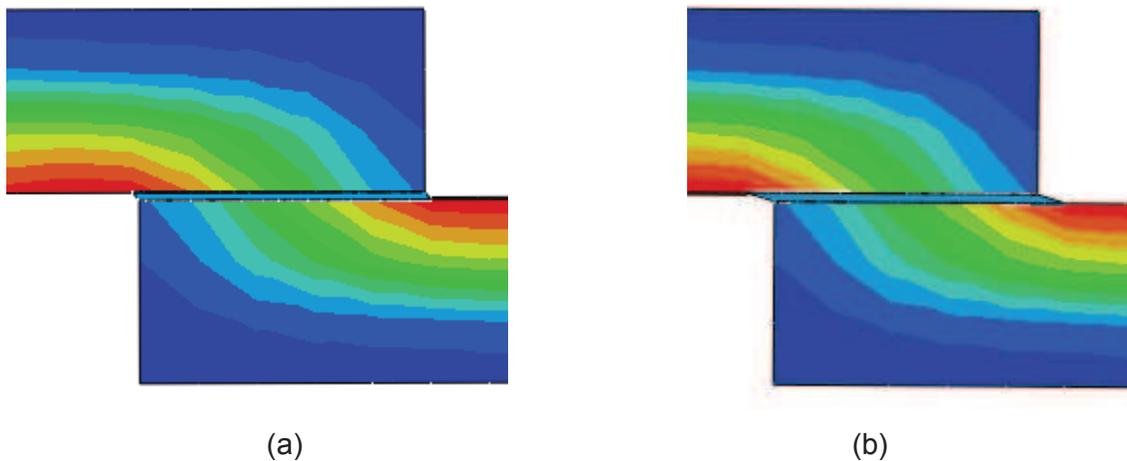


Figura 4.80- Deformação no dano completo nas juntas tipo 1 - modelo 1 para: (a) Adesivo 5M LETOXIT KFL 120, (b) Adesivo LOCTITE H850.

Na Tabela 4.34 pode-se verificar quais os valores para a capacidade de carga atingida para cada um dos adesivos. Já a Figura 4.81 apresenta o gráfico “Força x Deslocamento” gerado que compara a capacidade de carga entre os adesivos 5M LETOXIT KFL 120 e LOCTITE H850.

Tabela 4.34- Valores para as capacidades máximas obtidas para ambos os adesivos no tipo de junta 1 - modelo 1.

Modelo do Adesivo	Capacidade máxima de carga (N)
LETOXIT KFL 120	15672
LOCTITE H850	8190

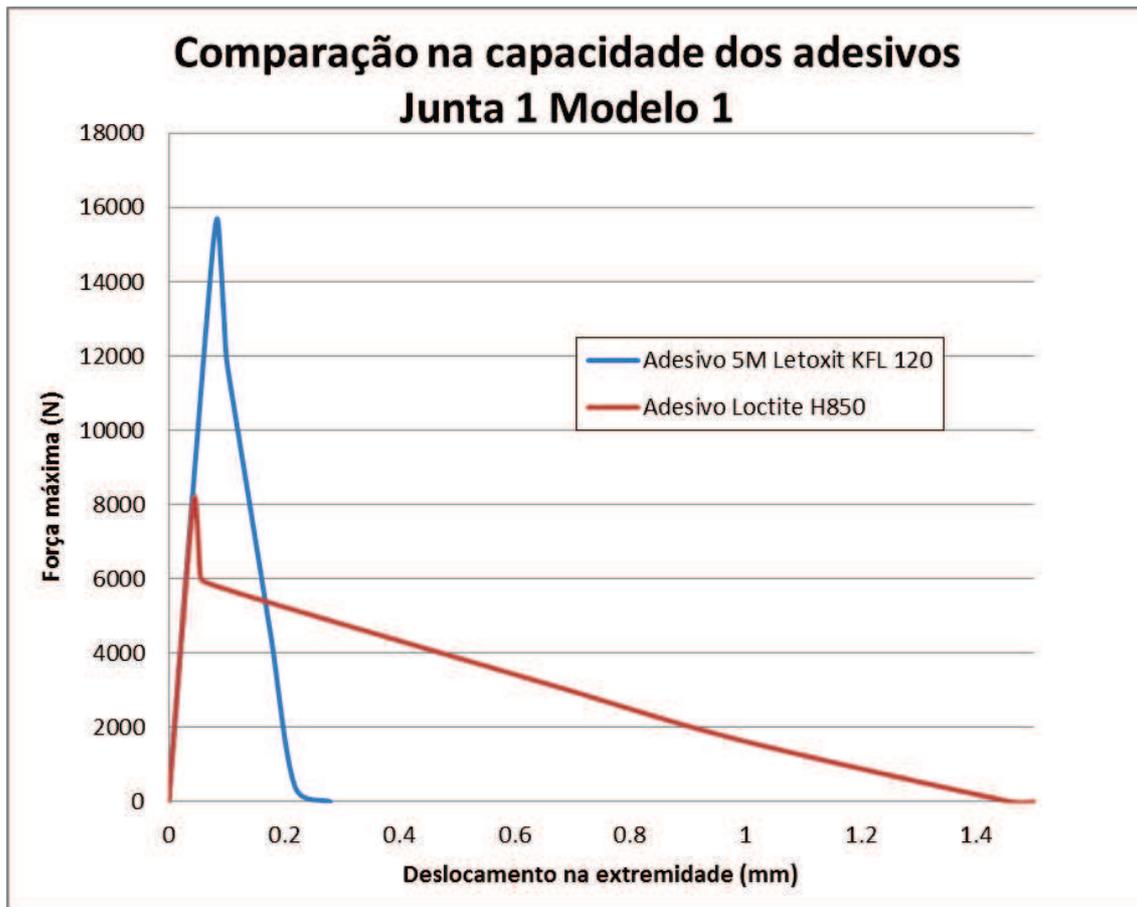


Figura 4.81- Gráfico “Força x deslocamento” - Comparação das capacidades de carga entre os adesivos 5M LETOXIT KFL 120 e LOCTITE H850 na junta 1 - modelo 1.

Com os resultados apresentados, percebe-se que o adesivo 5M LETOXIT KFL possui capacidade de carga praticamente duas vezes maior que o adesivo LOCTITE H850. Porém, a ductilidade do segundo mostrou-se muito maior, pois o deslocamento imposto neste é significativamente maior para se levar a uma ruptura do adesivo em si.

4.5.2 Resultados na Junta 1 - Modelo 2

Na Figura 4.82(a) e Figura 4.82 (b) apresenta-se o nível de tensão principal obtida no momento em que o dano inicia-se no adesivo e na Figura 4.83(a) e Figura 4.83(b) são ilustradas as tensões apenas no adesivo isoladamente, no mesmo incremento de tempo. No adesivo as tensões estão atingindo os valores referentes às tensões de cisalhamento τ_s^0 que para o adesivo 5M LETOXIT KFL 120 é de 36 MPa e no adesivo LOCTITE H850 é de 15 MPa. Como o primeiro possui praticamente o

dobro do valor de capacidade cisalhante do segundo, é necessário um deslocamento menor para se atingir o valor máximo no segundo. Isto ficará evidente nos gráficos a serem apresentados mais a frente. Neste modelo o comprimento de adesão é 50% maior que no modelo 1 no mesmo tipo de junta. Posteriormente é possível verificar qual o ganho de capacidade com esta alteração, ao se comparar com os resultados do modelo 1, que possui um comprimento de adesão 50% menor.

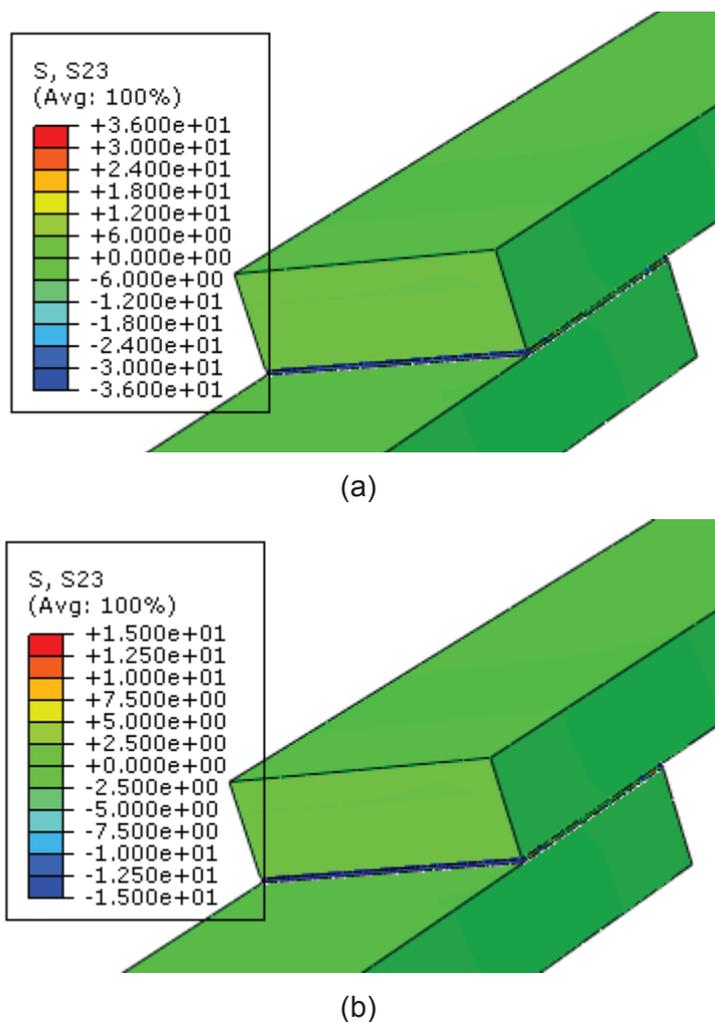
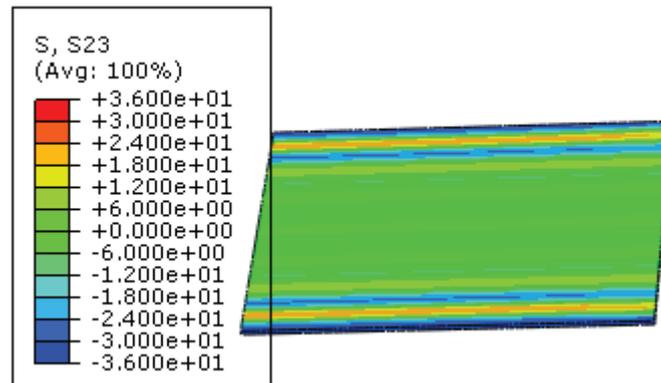
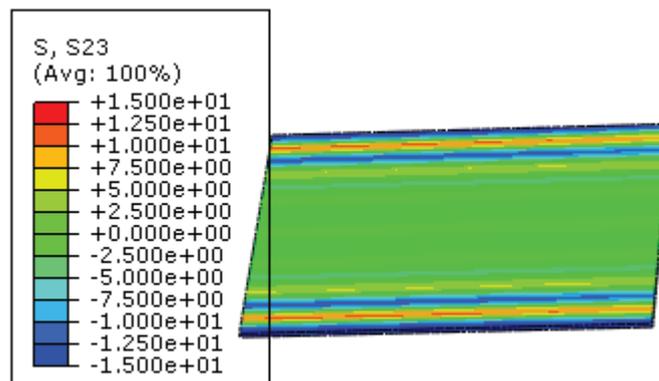


Figura 4.82- Tensão principal nas juntas tipo 1 - modelo 2 para: (a) Adesivo 5M LETOXIT KFL 120, (b) Adesivo LOCTITE H850.



(a)



(b)

Figura 4.83- Tensão principal nos adesivos na junta tipo 1 - modelo 2 para: (a) Adesivo 5M LETOXIT KFL 120, (b) Adesivo LOCTITE H850.

Na Figura 4.84(a) e Figura 4.84 (b) é apresentado o diagrama QUADSCRT, onde a equação 3.43 atinge o valor de 1, significando que o dano está se iniciando no modelo do adesivo. Para facilitar a visualização, neste caso apenas o adesivo é demonstrado nas imagens. Ao se comparar estas imagens com a Figura 4.78(a) e Figura 4.78(b) (resultados de QUADSCRT para o modelo 1 da mesma junta) percebe-se que neste caso a região apresentando início de dano se restringem mais às bordas do adesivo, e não se propagam para o interior do mesmo. Os incrementos de carga para este caso são exatamente os mesmos que os apresentados na Figura 4.82 (a) e Figura 4.82 (b).

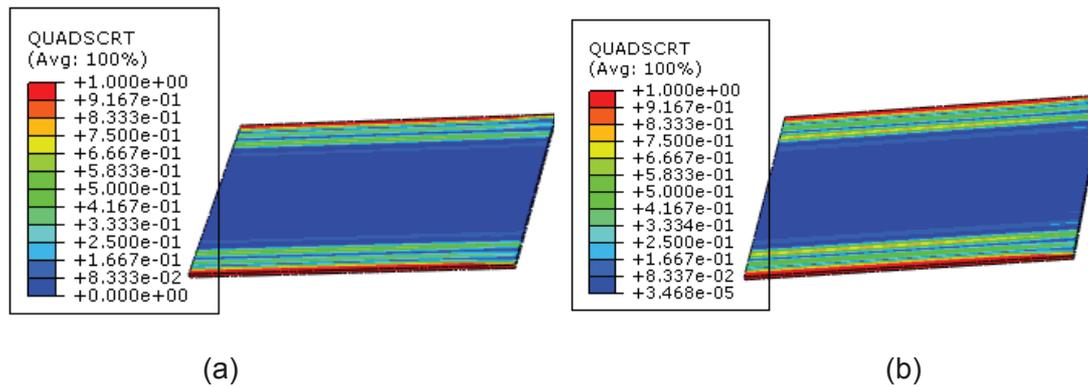


Figura 4.84- Início do dano nas juntas tipo 1 - modelo 2 para: (a) Adesivo 5M LETOXIT KFL 120, (b) Adesivo LOCTITE H850.

Na Figura 4.85(a) e Figura 4.85 (b) apresenta-se o diagrama SDEG, onde a equação 3.34 atinge o valor de 1, significando que o dano está completo nas regiões em vermelho no elemento de coesão. Neste caso, comparando-se com a Figura 4.79(a) e Figura 4.79(b) (resultados SDEG para o modelo 1 da mesma junta), percebe-se uma alteração na distribuição de valores com o parâmetro de dano igual a 1, porém, pode-se dizer que não é muito significativa tal alteração.

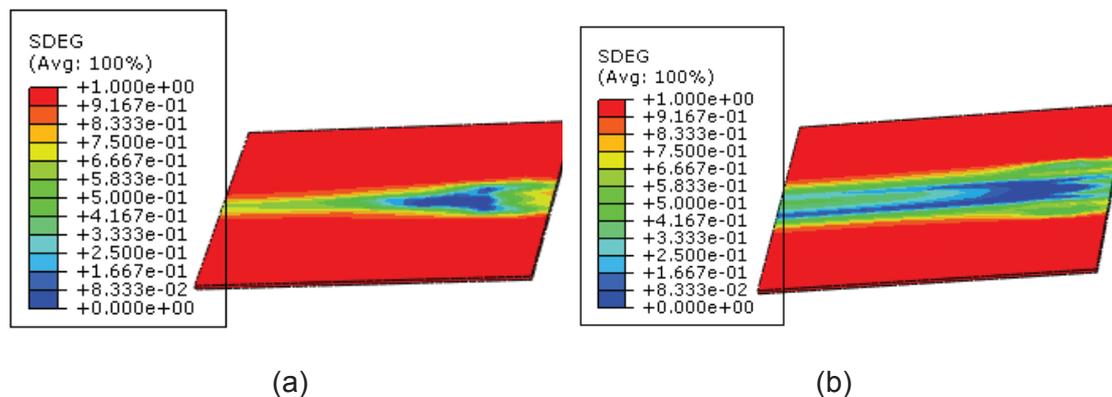


Figura 4.85- Locais apresentando dano completo nas juntas tipo 1 - modelo 2 para: (a) Adesivo 5M LETOXIT KFL 120, (b) Adesivo LOCTITE H850.

Na Figura 4.86(a) e Figura 4.86 (b) pode-se visualizar novamente que a deformação no adesivo LOCTITE H850 é muito maior que no adesivo LETOXIT KFL 120 no momento em que o elemento de coesão está prestes a perder completamente sua rigidez como um todo. Nestas imagens, o incremento em ambas é referente ao momento onde a força antecede ao valor de zero, ou seja, no próximo incremento a

força se iguala a zero, significando que a ruptura ocorre. Basicamente, este é o último momento em que o adesivo oferece resistência a uma carga trativa.

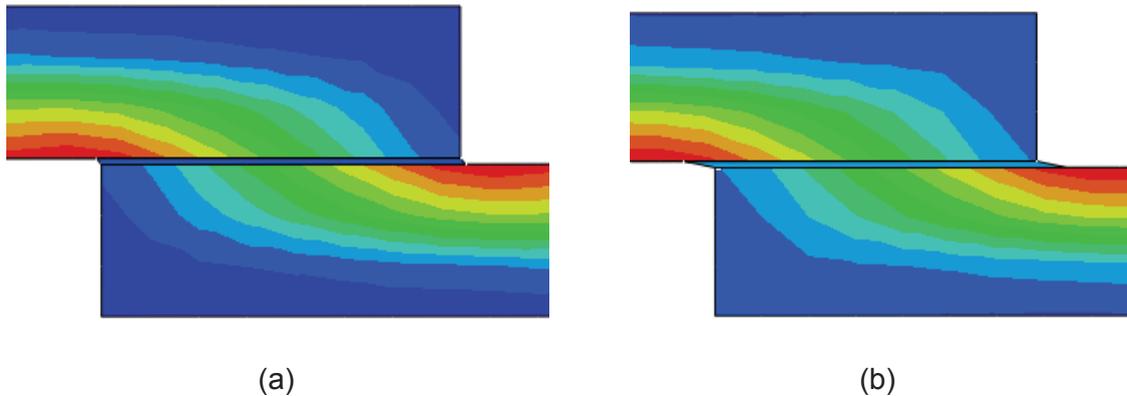


Figura 4.86- Deformação no dano completo nas juntas tipo 1 - modelo 2 para: (a) Adesivo 5M LETOXIT KFL 120, (b) Adesivo LOCTITE H850.

Na Tabela 4.35 pode-se verificar quais os valores para a capacidade de carga atingida para cada um dos adesivos. Já a Figura 4.87 apresenta o gráfico “Força x Deslocamento” gerado que compara a capacidade de carga entre os adesivos 5M LETOXIT KFL 120 e LOCTITE H850, além de também comparar estes resultados com os resultados obtidos na análise do modelo 1 da mesma junta.

Tabela 4.35- Valores para as capacidades máximas obtidas para ambos os adesivos no tipo de junta 1 - modelo 2.

Modelo do Adesivo	Capacidade máxima de carga (N)
LETOXIT KFL 120	21288
LOCTITE H850	10368

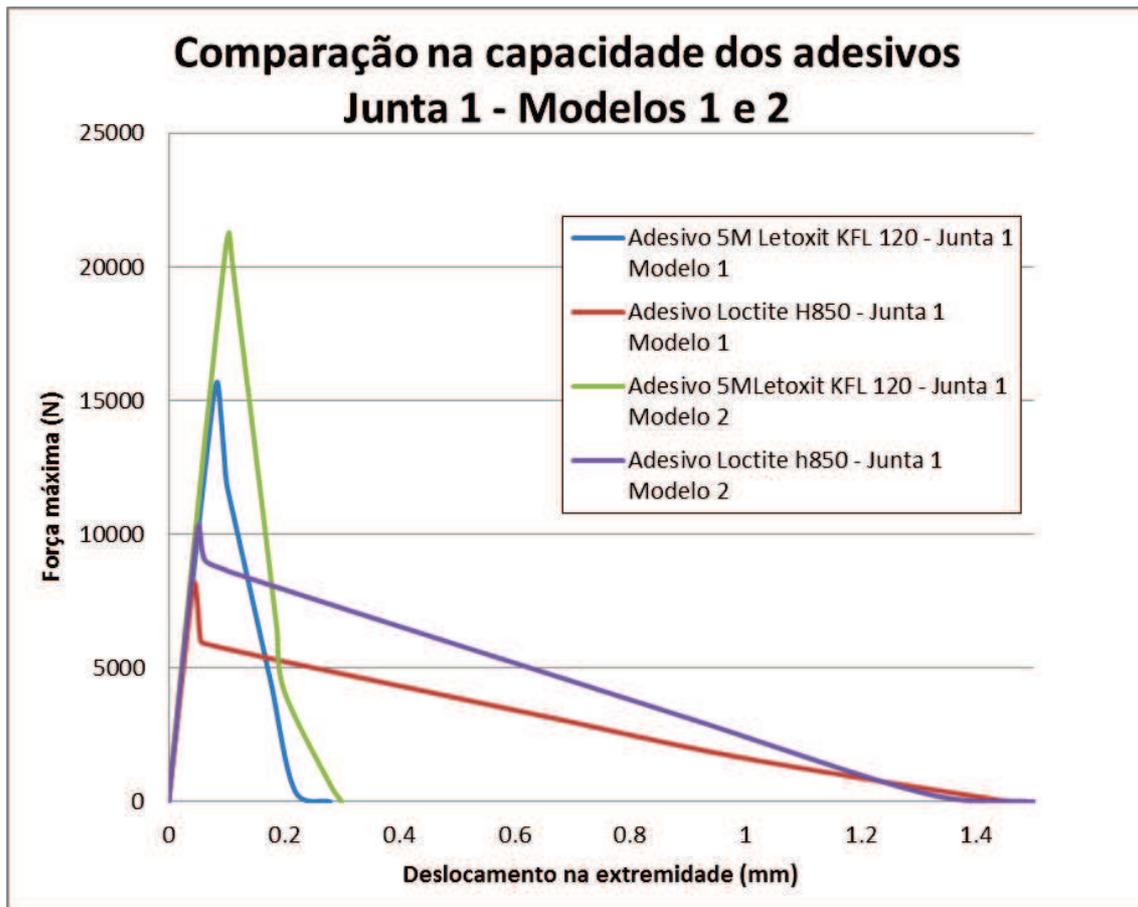


Figura 4.87- Gráfico “Força x deslocamento” - Comparação das capacidades de carga entre os adesivos 5M LETOXIT KFL 120 e LOCTITE H850 na junta 1 - modelos 1 e 2.

Com os resultados apresentados, percebe-se que o aumento do comprimento de adesivo na junção aumenta consideravelmente a capacidade carregamento da junta. Para o adesivo 5M este aumento foi de 35% na capacidade e no LETOXIT KFL 27%. Já para a carga de rompimento total da junta, nota-se que o deslocamento imposto é praticamente o mesmo ao se comparar os modelos 1 e 2 da junta 1 para o adesivo LOCTITE H850. Já no adesivo 5M LETOXIT KFL 120, percebe-se que se altera muito pouco o deslocamento para o rompimento total.

4.5.3 Resultados na Junta 1 - Modelo 3

Na Figura 4.88(a) e Figura 4.88 (b) são apresentados os níveis de tensão principal obtidas no momento em que o dano inicia-se no adesivo e na Figura 4.89(a) e Figura 4.89(b) são ilustradas as tensões apenas no adesivo isoladamente, no mesmo incremento de tempo. No adesivo as tensões estão atingindo os valores

referentes às tensões de cisalhamento τ_s^0 que para o adesivo 5M LETOXIT KFL 120 é de 36 MPa e no adesivo LOCTITE H850 é de 15 MPa. Como o primeiro possui praticamente o dobro do valor de capacidade cisalhante do segundo, é necessário um deslocamento menor para se atingir o valor máximo no segundo. Isto ficará evidente nos gráficos a serem apresentados mais a frente. Neste modelo o comprimento de adesão é o mesmo que no modelo 1, porém, a espessura do adesivo é 50%, ainda comparando com o modelo 1. A junta é do tipo 1. Posteriormente é possível verificar qual o ganho de capacidade com esta alteração.

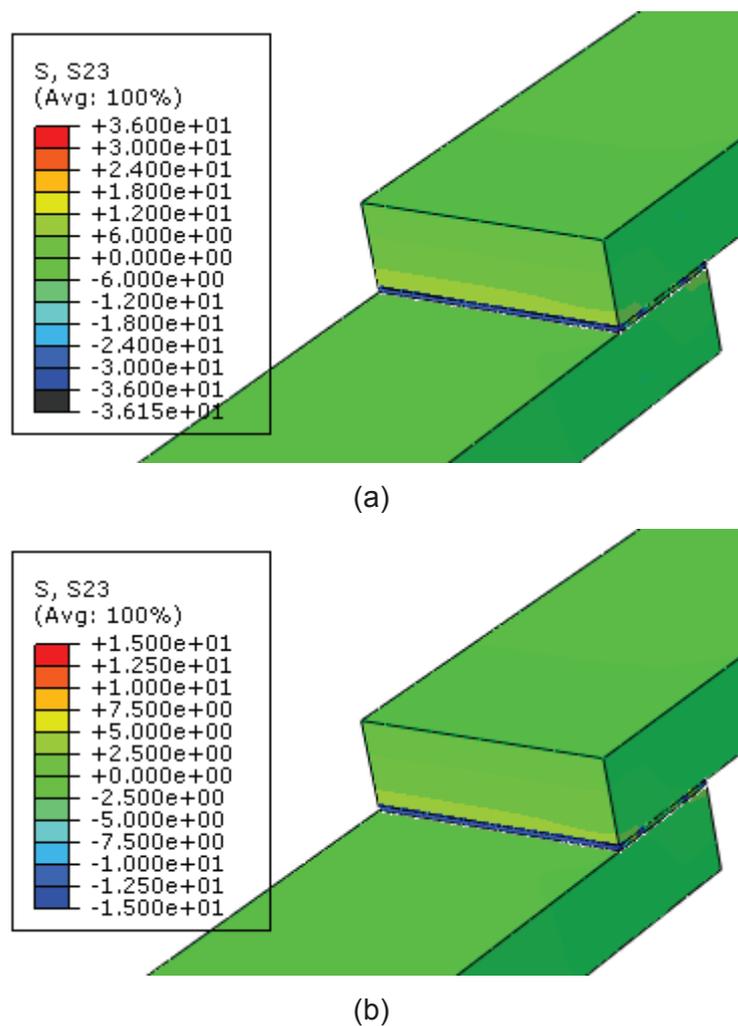
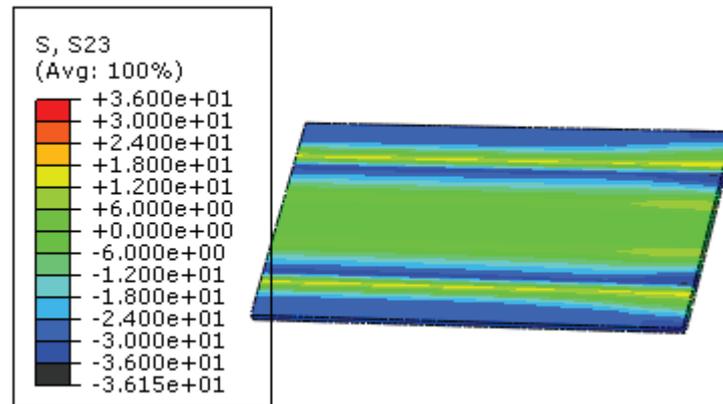
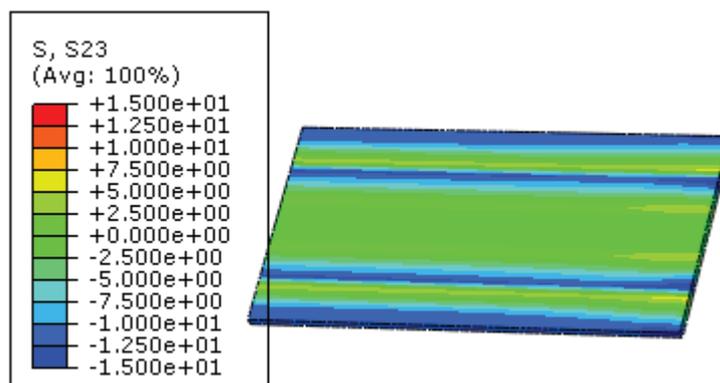


Figura 4.88- Tensão principal nas juntas tipo 1 - modelo 3 para: (a) Adesivo 5M LETOXIT KFL 120, (b) Adesivo LOCTITE H850.



(a)



(b)

Figura 4.89- Tensão principal nos adesivos na junta tipo 1 - modelo 3 para: (a) Adesivo 5M LETOXIT KFL 120, (b) Adesivo LOCTITE H850.

Na Figura 4.90(a) e Figura 4.90 (b) apresenta-se o diagrama QUADSCRT, onde a equação 3.43 atinge o valor de 1, significando que o dano está se iniciando no modelo do adesivo. Ao se comparar estas imagens com a Figura 4.78(a) e Figura 4.78(b) (resultados de QUADSCRT para o modelo 1 da mesma junta) percebe-se que não há alteração significativa deste modelo 3 para o modelo 1. Os incrementos de carga para este caso são exatamente os mesmos que os apresentados na Figura 4.88(a) e Figura 4.88 (b).

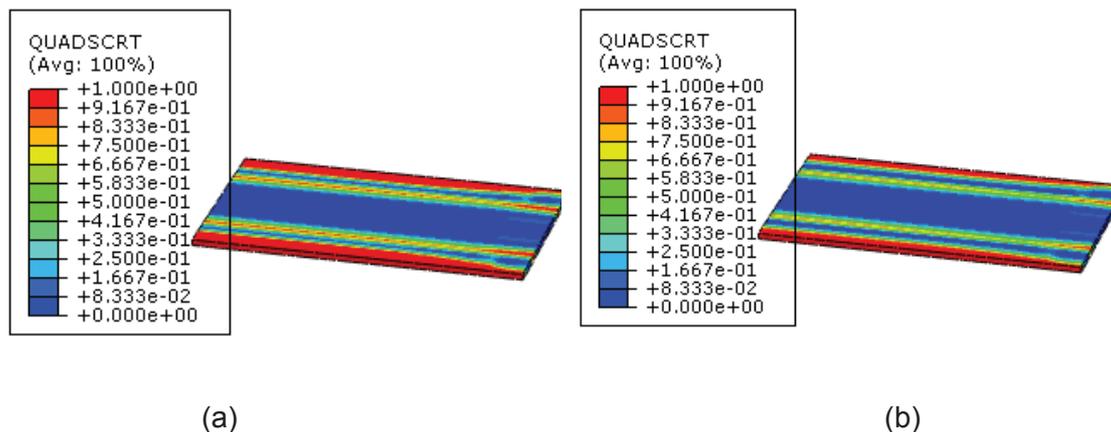


Figura 4.90- Início do dano nas juntas tipo 1 - modelo 3 para: (a) Adesivo 5M LETOXIT KFL 120, (b) Adesivo LOCTITE H850.

Na Figura 4.91(a) e Figura 4.91 (b) apresenta-se o diagrama SDEG, onde a equação 3.34 atinge o valor de 1, significando que o dano está completo nas regiões em vermelho no elemento de coesão. Neste caso, comparando-se com a Figura 4.79(a) e Figura 4.79(b) (resultados SDEG para o modelo 1 da mesma junta), percebe-se uma pequena alteração na distribuição de valores com o parâmetro de dano igual a 1, porém, pode-se dizer que neste modelo 3 o dano se propaga um pouco mais para o interior do elemento de coesão. De qualquer forma, tal diferença é praticamente imperceptível.

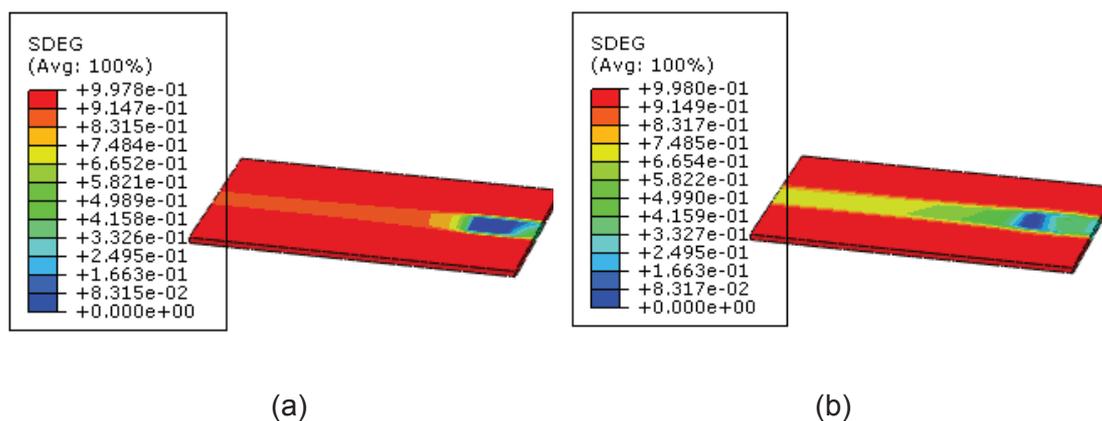


Figura 4.91- Locais apresentando dano completo nas juntas tipo 1 - modelo 3 para: (a) Adesivo 5M LETOXIT KFL 120, (b) Adesivo LOCTITE H850.

Na Figura 4.92(a) e Figura 4.92(b) pode-se visualizar que a deformação no adesivo LOCTITE H850 é muito maior que no adesivo LETOXIT KFL 120 no momento em que o elemento de coesão está prestes a perder completamente sua rigidez como

um todo. Nestas imagens, o incremento em ambas é referente ao momento onde a força antecede ao valor de zero, ou seja, no próximo incremento a força se iguala a zero, significando que a ruptura ocorre. Basicamente, este é o último momento em que o adesivo oferece resistência a uma carga trativa.

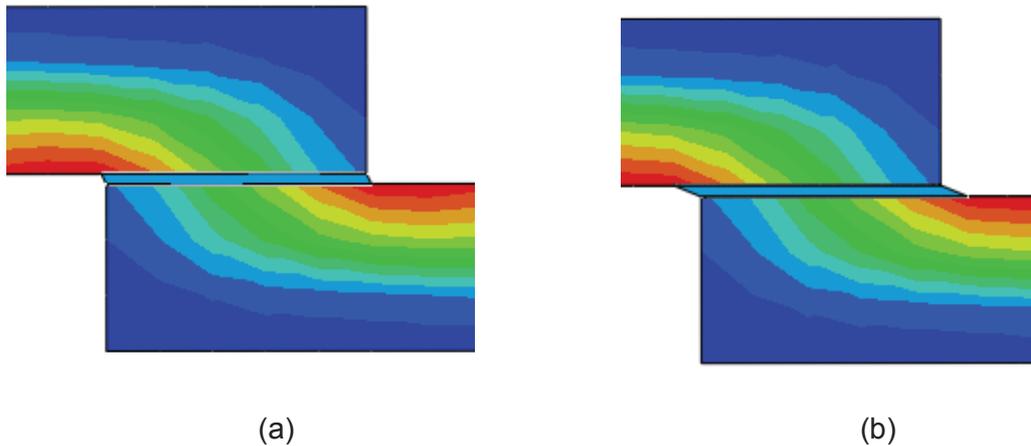


Figura 4.92- Deformação no dano completo nas juntas tipo 1 - modelo 3 para: (a) Adesivo 5M LETOXIT KFL 120, (b) Adesivo LOCTITE H850.

Na Tabela 4.36 pode-se verificar quais os valores para a capacidade de carga atingida para cada um dos adesivos. Já a Figura 4.93 apresenta o gráfico “Força x Deslocamento” gerado que compara a capacidade de carga entre os adesivos 5M LETOXIT KFL 120 e LOCTITE H850, além de também comparar estes resultados com os resultados obtidos na análise dos modelos 1 e 2 da mesma junta.

Tabela 4.36- Valores para as capacidades máximas obtidas para ambos os adesivos no tipo de junta 1 - modelo 3.

Modelo do Adesivo	Capacidade máxima de carga (N)
LETOXIT KFL 120	15452
LOCTITE H850	8120

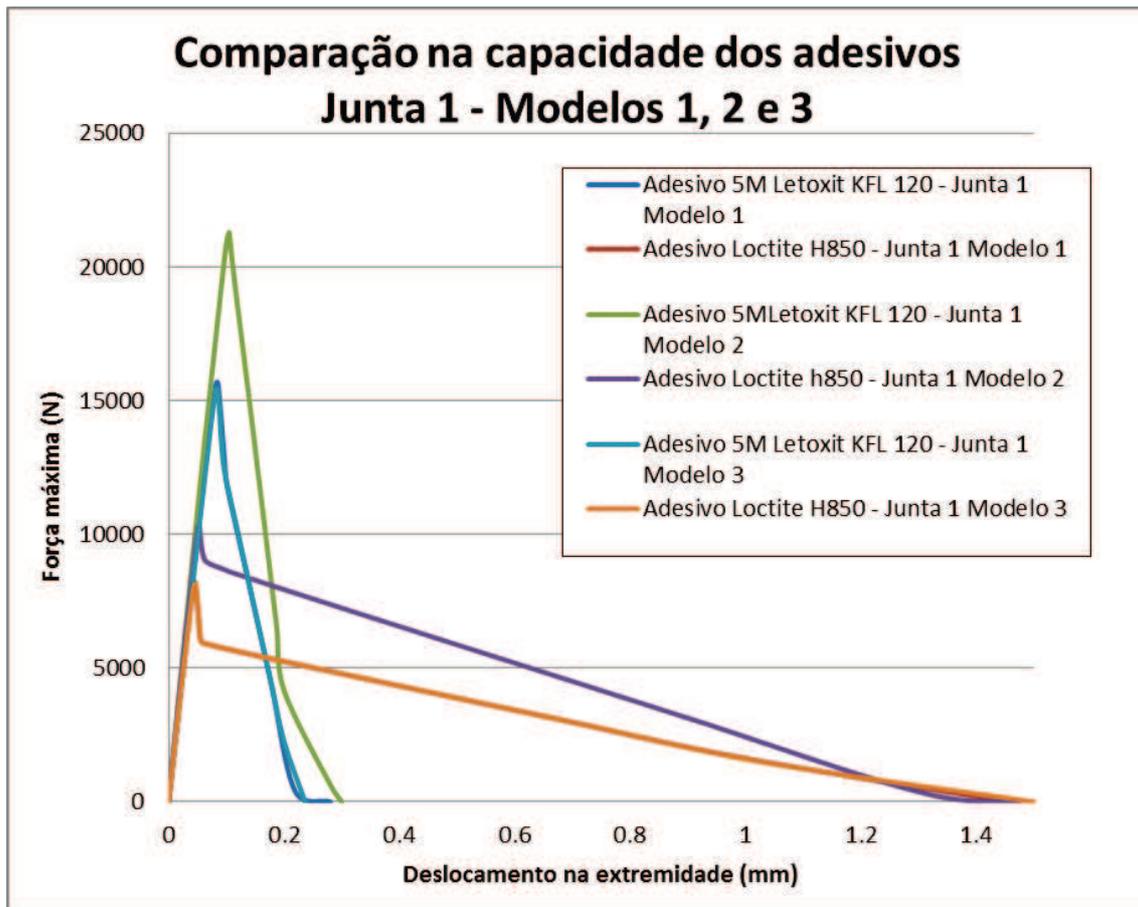


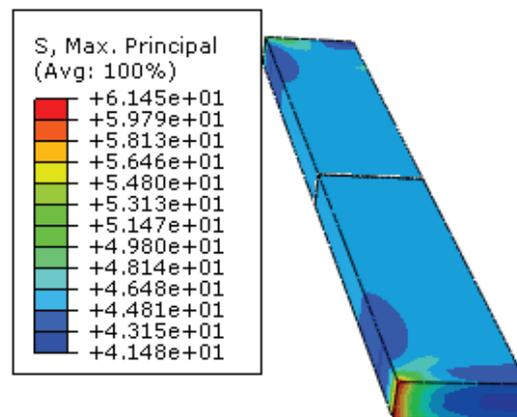
Figura 4.93- Gráfico “Força x deslocamento” - Comparação das capacidades de carga entre os adesivos 5M LETOXIT KFL 120 e LOCTITE H850 na junta 1 - modelos 1, 2 e 3.

Com os resultados apresentados, percebe-se que o aumento da espessura do adesivo na junção altera insignificativamente a capacidade carregamento da junta. Na realidade, pelo gráfico demonstrado na Figura 4.93, ao se comparar com as curvas do modelo 1 as curvas do modelo 3 são praticamente as mesmas, principalmente para o adesivo LOCTITE H850. Para o adesivo 5M esta alteração foi um decréscimo de 2% na capacidade e no LETOXIT KFL ocorre também um decréscimo em torno de 1%. Já para a carga de rompimento total da junta, nota-se que o deslocamento imposto é praticamente o mesmo ao se comparar os modelos 1 e 2 da junta 1 para o adesivos LOCTITE H850 e 5M LETOXIT KFL 120.

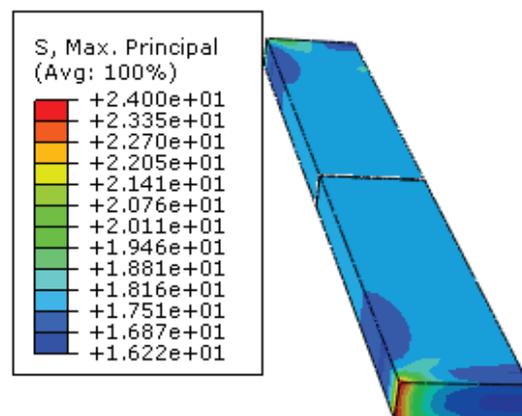
4.5.4 Resultados na Junta 2

Na Figura 4.94(a) e Figura 4.94(b) são apresentados os níveis de tensão principal obtidos no momento em que o dano inicia-se no adesivo e na Figura 4.94(a)

e Figura 4.94 (b) são ilustradas as tensões apenas no adesivo isoladamente, no mesmo incremento de tempo. No adesivo as tensões estão atingindo os valores referentes às tensões normais σ_n^0 que para o adesivo 5M LETOXIT KFL 120 é de 36 MPa e no adesivo LOCTITE H850 é de 15 MPa. Novamente, ressalta-se o fato de que os fabricantes em questão apenas fornecem em seus catálogos um valor de capacidade de energia de fratura, sendo que neste caso o valor é para o cisalhamento. Por este motivo, considera-se que a energia de fratura na direção normal possua o mesmo valor que no cisalhamento. Neste modelo o comprimento de adesão é referente à mesma cota da espessura das chapas de aço, que nesta configuração possui 6.35 mm.

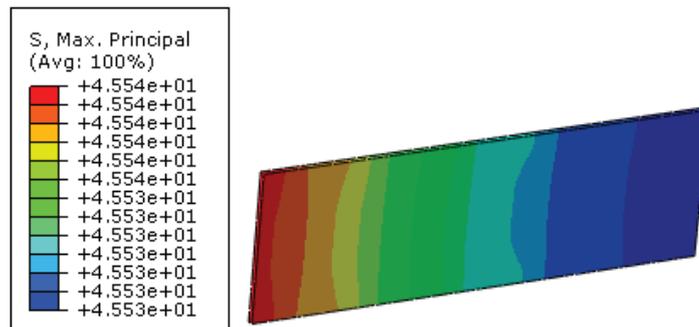


(a)

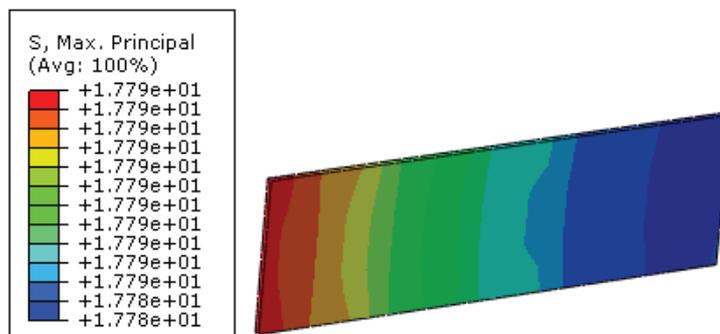


(b)

Figura 4.94- Tensão principal nas juntas tipo 2 para: (a) Adesivo 5M LETOXIT KFL 120, (b) Adesivo LOCTITE H850.



(a)



(b)

Figura 4.95- Tensão principal no adesivo na junta tipo 2 para: (a) Adesivo 5M LETOXIT KFL 120, (b) Adesivo LOCTITE H850.

Na Figura 4.96(a) e Figura 4.96 (b) apresenta-se o diagrama QUADSCRT, onde a equação 3.43 atinge o valor de 1, significando que o dano está se iniciando no modelo do adesivo. Percebe-se que neste caso o dano se inicia de forma homogênea e praticamente em todo o adesivo ao mesmo tempo.

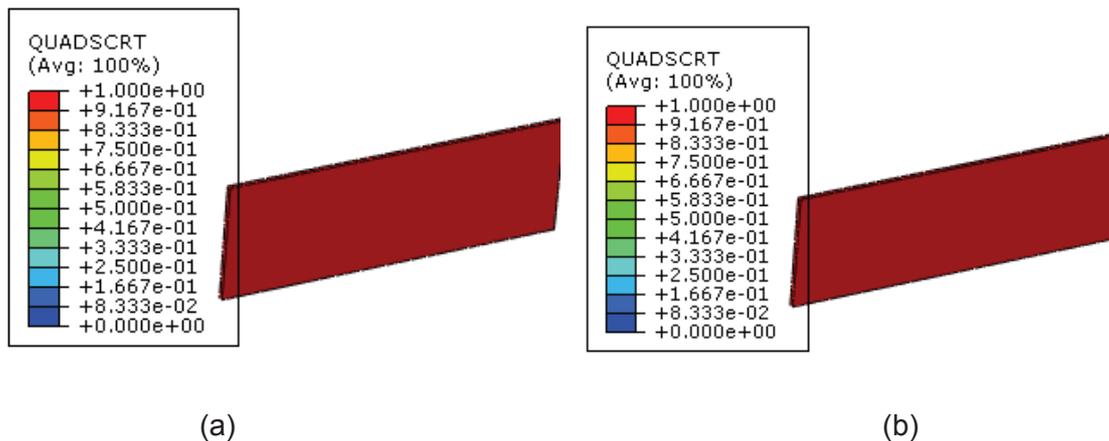


Figura 4.96- Início do dano nas juntas tipo 2 para: (a) Adesivo 5M LETOXIT KFL 120, (b) Adesivo LOCTITE H850.

Na Figura 4.97(a) e Figura 4.97 (b) apresenta-se o diagrama SDEG, onde a equação 3.34 atinge o valor de 1, significando que o dano está completo nas regiões em vermelho no elemento de coesão. Percebe-se que neste caso o parâmetro de dano completo também atinge de forma homogênea todos os pontos do adesivo, no mesmo incremento de tempo.

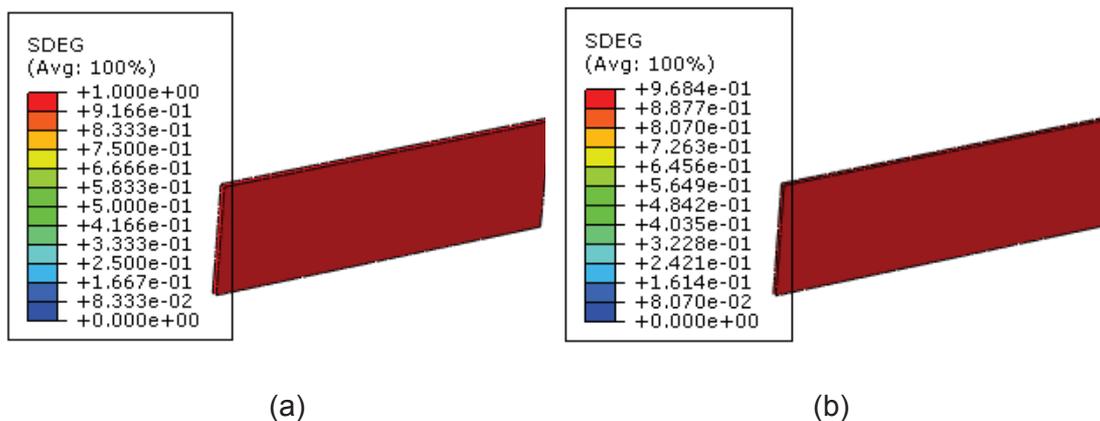


Figura 4.97- Locais apresentando dano completo nas juntas tipo 2 para: (a) Adesivo 5M LETOXIT KFL 120, (b) Adesivo LOCTITE H850.

Na Figura 4.98(a) e Figura 4.98 (b) pode-se visualizar que a deformação no adesivo LOCTITE H850 é visivelmente maior que no adesivo LETOXIT KFL 120 no momento em que o elemento de coesão está prestes a perder completamente sua rigidez como um todo. Nestas imagens, o incremento em ambas é referente ao momento onde a força antecede ao valor de zero, ou seja, no próximo incremento a

força se iguala a zero, significando que a ruptura ocorre. Basicamente, este é o último momento em que o adesivo oferece resistência a uma carga trativa.

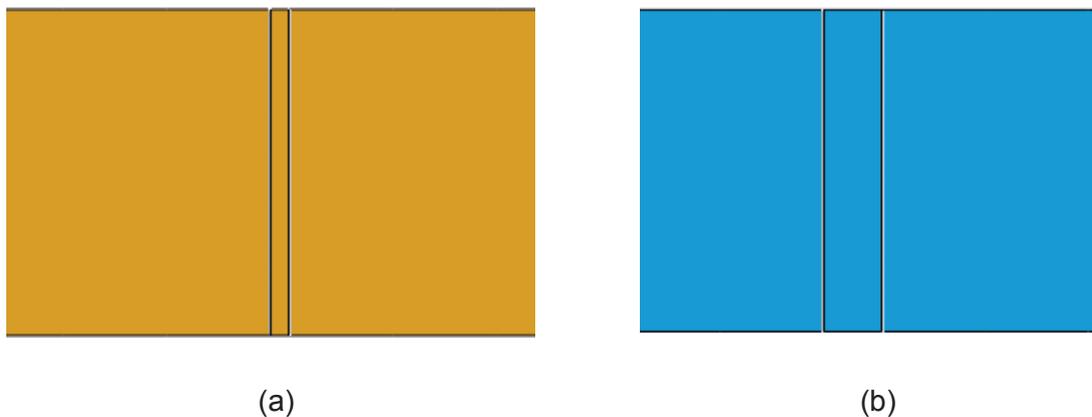


Figura 4.98- Deformação no dano completo nas juntas tipo 2 para: (a) Adesivo 5M LETOXIT KFL 120, (b) Adesivo LOCTITE H850.

Na Tabela 4.37 pode-se verificar quais os valores para a capacidade de carga atingida para cada um dos adesivos. Já a Figura 4.99 apresenta o gráfico “Força x Deslocamento” gerado que compara a capacidade de carga entre os adesivos 5M LETOXIT KFL 120 e LOCTITE H850, além de também comparar estes resultados com os resultados obtidos na análise dos modelos 1 e 2 da junta tipo 1.

Tabela 4.37- Valores para as capacidades máximas obtidas para ambos os adesivos no tipo de junta 2.

Modelo do Adesivo	Capacidade máxima de carga (N)
LETOXIT KFL 120	14532
LOCTITE H850	9060

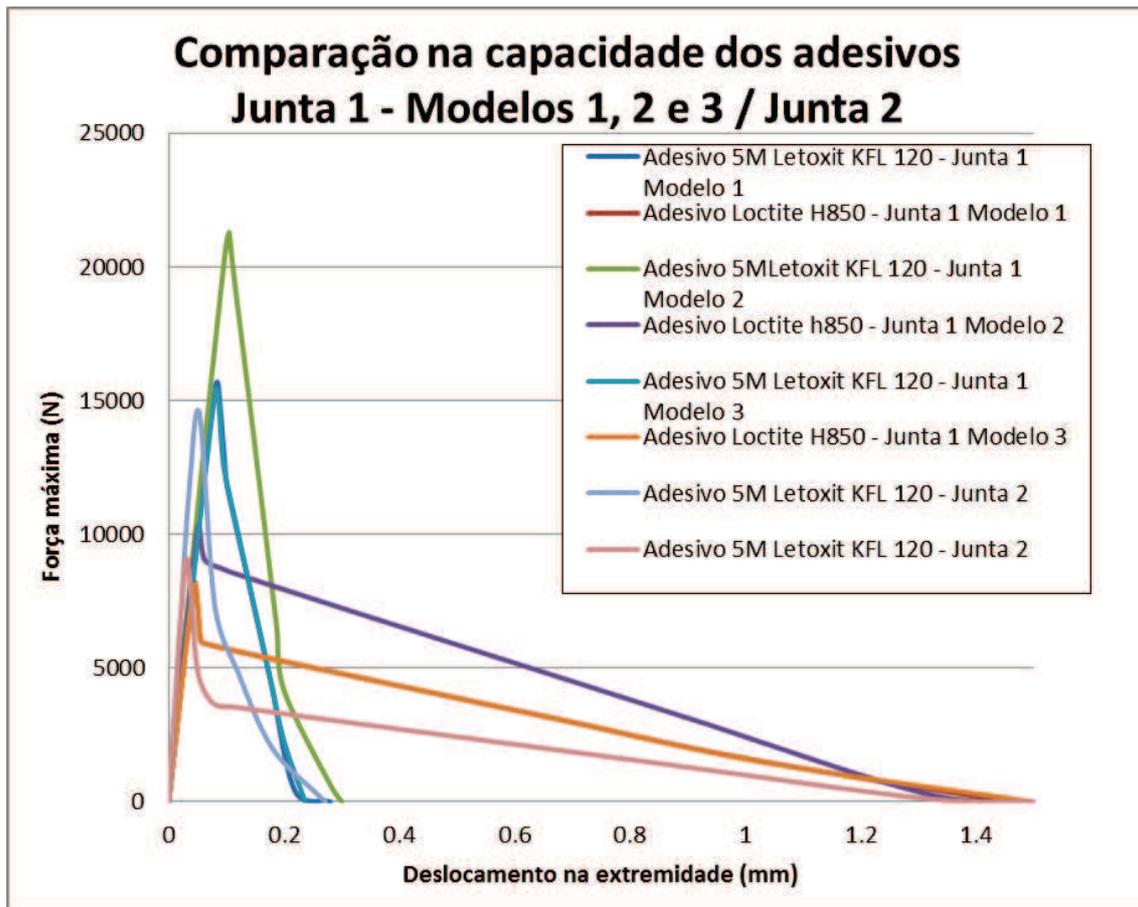


Figura 4.99- Gráfico “Força x deslocamento” - Comparação das capacidades de carga entre os adesivos 5M LETOXIT KFL 120 e LOCTITE H850 na junta 2.

Com os resultados demonstrados, percebe-se que a alteração da junta não influi de forma significativa na capacidade da junta. Analisando-se o gráfico demonstrado na Figura 4.99 pode-se visualizar que para o adesivo 5M LETOXIT KFL 120 há uma queda na capacidade da junção e para o adesivo LOCTITE H850 há um acréscimo em torno de 1 kN. Para a junta tipo 2 há a desvantagem de não poder se alterar o comprimento de adesivo, pois neste caso tal cota máxima corresponde a espessura da menor chapa da junta. Tal comprimento de adesão se mostrou um parâmetro muito importante para a resistência da região adesivada em juntas do tipo 1, sendo que quanto maior este comprimento maior a capacidade de suportar carregamento. Já para a carga de rompimento total da junta, nota-se que o deslocamento imposto é bem similar ao se comparar todos os modelos e tipos de juntas para os adesivos LOCTITE H850 e 5M LETOXIT KFL 120.

4.5.5 Discussão dos Resultados

Nos resultados obtidos e apresentados da seção 4.5.1 a seção 4.5.4 é possível de se observar qual o comportamento das juntas de chapas de aço adesivadas alterando-se alguns parâmetros como:

- Tipo da junta,
- Tipo de adesivo,
- Comprimento de adesão,
- Espessura do adesivo utilizado.

Ao se realizar as análises é possível obter algumas conclusões gerais sobre as alterações dos parâmetros citados acima.

Primeiramente, fica claro que o comprimento de adesão no tipo de junta 1 se mostrou o parâmetro que mais influenciou na capacidade de carregamento da junta. Um aumento de 50% deste comprimento gerou um acréscimo na capacidade de carga da junção de quase 40% para o adesivo 5M LETOXIT KFL 120 e de quase 30% para o adesivo LOCTITE H850. Portanto, para juntas de chapas de aço unidas por meio de adesivos, pode-se concluir que um aumento neste comprimento de adesivo no sentido longitudinal gera grandes benefícios para a resistência da junta ao se receber um carregamento de tração externa.

A espessura de adesivo aplicado entre as chapas mostrou-se um parâmetro não muito influente ao se verificar o ganho de capacidade de carga aumentando-se esta espessura em 50%. Neste caso, há na realidade um decréscimo na capacidade da junta, porém, esta diminuição da resistência pode ser considerada como insignificante, pois se encontram na ordem de 1 a 2%.

Já no caso da junta tipo 2, nota-se que os resultados finais não apresentam muita diferença de resultados comparando-se com os modelos de junta tipo 1. A desvantagem ao se utilizar este tipo de junta é que o comprimento de adesão não pode ser alterado, ou melhor, somente pode ser alterado caso as chapas a serem unidas apresentem uma espessura maior nas suas extremidades de adesão. O aumento da espessura do adesivo se mostrou inexpressivo para as juntas de tipo 1 e, portanto, não seriam de grande valia para este tipo de junta também.

A Tabela 4.38 e a Figura 4.100 demonstra uma compilação dos resultados obtidos para as capacidades máximas de cada uma das juntas.

Tabela 4.38- Valores para as capacidades máximas obtidas para ambos os adesivos em todos os tipos de juntas.

Tipo de junta	Modelo do Adesivo	Capacidade máxima de carga (N)
Junta 1 Modelo 1	LETOXIT KFL 120	15672
	LOCTITE H850	8190
Junta 1 Modelo 2	LETOXIT KFL 120	21288
	LOCTITE H850	10368
Junta 1 Modelo 3	LETOXIT KFL 120	15452
	LOCTITE H850	8120
Junta 2	LETOXIT KFL 120	14532
	LOCTITE H850	9060

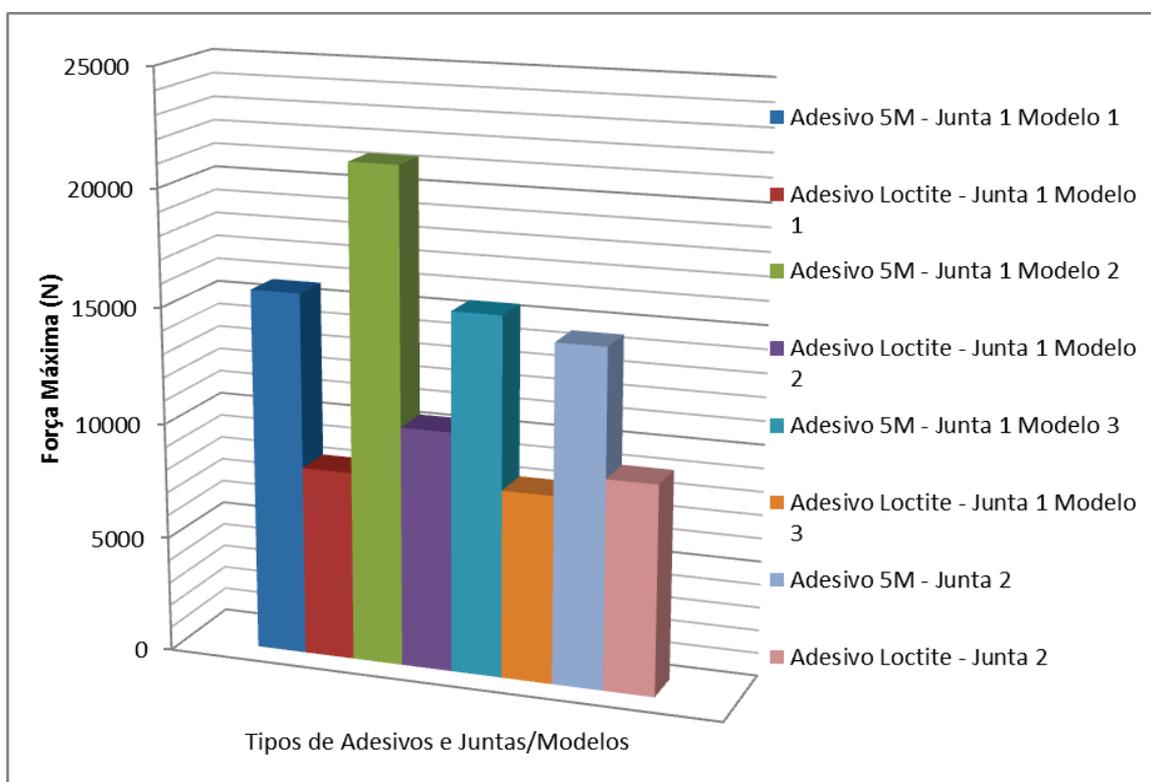


Figura 4.100- Capacidades máximas obtidas para ambos os adesivos em todos os tipos de juntas.

Capítulo 5

5 Conclusões e Trabalhos Futuros

Em projetos de engenharia em que se aplicam resinas adesivas como forma de união de juntas, é necessário se levar em consideração métodos numéricos e modelos computacionais que correspondam da melhor forma com a realidade, tanto pelo ponto de vista da qualidade do produto final quanto pela sua segurança. Desta forma, torna-se justificável a busca por métodos eficientes e confiáveis que tornem possível a avaliação de componentes que possuem juntas adesivadas. Por este motivo, o presente trabalho busca uma melhor forma para a aplicação do MEF utilizando-se da lei “traction-separation” para o comportamento do dano em elementos de coesão.

Nas análises computacionais realizadas (no software ABAQUS) para materiais compósitos, onde as camadas laminadas encontram-se unidas por meio de resinas adesivas, percebe-se que o comportamento destes adesivos mostra-se muito similar aos resultados obtidos na literatura (CAMANHO & D’ÁVILA (2002)). Porém, alguns parâmetros citados como o exato local das restrições e de aplicação do deslocamento (ou força), coeficientes de atrito, além do peso e geometria da alavanca no aparato MMB, demonstraram ser de fundamental importância para a obtenção de um resultado mais exato. A não exatidão na aplicação de tais parâmetros torna muito difícil a convergência de resultados e leva a resultados que não correspondem 100% aos resultados obtidos experimentalmente e numericamente por CAMANHO & D’ÁVILA (2002). Isto pode ser observado pelos valores para erros relativos nas análises realizadas no presente trabalho, principalmente no aparato MMB. Neste aparato, tais erros demonstraram-se maiores que os obtidos para os aparatos DCB e ENF, em função da geometria da alavanca não ser especificada por CAMANHO & D’ÁVILA (2002), além da localização dos apoios aplicados na parte inferior deste aparato também ser omitida.

A rigidez de penalidade K utilizada nos elementos de coesão parece ser um valor de muito difícil obtenção, tanto em ensaios laboratoriais ou por métodos analíticos, pois é unanimidade entre as referências utilizadas que os valores atribuídos

para tal propriedade devem possuir magnitudes extremamente altas e o valor de 1×10^6 N/mm³ é utilizado geralmente nas análises. A utilização de tal valor para K gerou bons resultados nas análises computacionais realizadas no presente trabalho e, portanto, pode-se dizer que é uma forma coerente de se representar a propriedade elástica do adesivo em outras análises.

Além de materiais compósitos, é possível a análise de outros componentes unidos por adesivos. Nas análises computacionais de juntas de chapas de aço unidas por resinas adesivas vários parâmetros são avaliados como a variação do tipo de adesivo (consequentemente, as propriedades mecânicas dos mesmos), o comprimento de adesão, espessura do adesivo e o tipo de junta utilizada. Nestas análises dois parâmetros se mostram os mais influentes na capacidade de carregamento da junção: a propriedade mecânica e o comprimento de adesão.

Nas juntas tipo 1, observando-se pelo ponto de vista da propriedade mecânica, o adesivo 5M LETOXIT 120 KFL apresenta uma tensão normal e de cisalhamento duas vezes maior que o adesivo LOCTITE H850 e, portanto, apresentou uma maior capacidade de carregamento de tração na chapa. Porém, a resina LOCTITE H850 apresentou uma resistência muito maior ao dano completo ou ruptura total, por sua energia de fratura possuir maior magnitude, ou melhor, praticamente o dobro do valor. Já o aumento do comprimento de adesão apresentou melhoras significativas, sendo que um aumento de 50% em tal comprimento reperesentou um ganho na capacidade de carga da junta em torno de 25-35% (para cada adesivo). Por outro lado, o aumento de 50% da espessura de adesivo na junção das chapas apresentou decréscimos nesta capacidade, sendo que tais decréscimos encontram-se em torno de 1-2% (para cada adesivo).

As juntas tipo 2 apresentam a desvantagem de não se poder variar o comprimento de adesão, sendo que o limitante sempre será a menor espessura das chapas utilizadas na junção. Porém, o resultado obtido para tal junta apresentou valores muito próximos aos obtidos para a junta 1- modelo 1, que apresenta um comprimento de adesão maior.

Portanto, pelos resultados apresentados no presente trabalho, pode-se afirmar que o uso do MEF utilizando-se de software comercial, neste caso o ABAQUS, gera resultados muito próximos aos obtidos em testes numéricos e experimentais disponíveis na literatura. A utilização desta ferramenta na análise de materiais adesivados leva ao conhecimento de quais são os parâmetros mais importantes a serem levados em conta para projetos de engenharia.

Como sugestão para trabalhos futuros, torna-se conveniente a análise de juntas mais variadas, como em componentes tubulares, onde há carregamentos de

pressão interna/externa, além de carregamentos externos como tração, compressão e momento fletor/torsor simultaneamente. Mais uma opção atrativa para trabalhos futuros, com relação a análises de juntas adesivadas, é a implementação de um elemento de coesão descrito pelo próprio usuário (UEL) e inserindo o mesmo num software comercial de elementos finitos por meios de programação de uma subrotina.

Referências Bibliográficas

5M S.R.O. COMPANY.

Disponível em: < <http://www.5m.cz/en/>> Acesso em: 03 janeiro 2013.

ABAQUS 6.10/ User's Manual Dassault Systems Simulia Corp., Providence, RI, USA.

Disponível em:<<https://www.sharcnet.ca/Software/Abaqus610/Documentation/docs/v6.10/index.html>> Acesso em: 03 de agosto 2011.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS.

Disponível em:< <http://www.astm.org/Standards/A572.htm>> Acesso em: 04 janeiro 2013.

BARENBLATT, G.I. - The formation of equilibrium cracks during brittle fracture. General ideas and hypothesis. Axially-symmetric cracks. Prikladnaya Matematika i Mekhanika. 1959; 23;434-444.

BALZANI, C.; WAGNER W. - An interface element for the simulation of delamination in unidirectional fiber-reinforced composite laminates. Engineering Fracture Mechanics. 2008; 75;2597–2615.

BENZEKGAGH, M.L.; KENANE, M. - Measurement of Mixed-Mode Delamination Fracture Toughness of Unidirectional Glass/Epoxy Composites with Mixed-Mode Bending Apparatus. Composites Science and Technology. 1996; 56;439-449.

<<http://www.bluerr.com/applications/adhesive>> Acesso em: 21 novembro de 2011

BOERAEVE, P – Introduction to the Finite Element Method (FEM). Institut Gramme LIEGE; 2010.

CAMACHO, G.T.; ORTIZ, M. - Computational modeling of impact damage in brittle materials. International Journal of Solids and Structures. 1996; 33;2899-2938.

CAMANHO, P.P.; D'ÁVILA, C.G. - Mixed-mode decohesion finite elements for the simulation of delamination in composite materials. NASA, Report-No.TM-2002-211737, 2002.

CHANDRA, N.; LI, H.; SHET, C.; GHONEM, H. - Some issues in the application of cohesive zone models for metal-ceramic interfaces. *International Journal of Solids and Structures*. 2002; 39;2827-2855.

COUTINHO, A.L.; MARTINS, M.A.; SYDENSTRICKER, R.M.; ALVES, J.L.; LANDAU, L. - Simple zero thickness kinematically consistent interface elements. *Computers and Geotechnics*. 2003; 30;347-374.

CUI, W.; WISNOM, M.R.; JONES, M. - A comparison of failure criteria to predict delamination of unidirectional glass/epoxy specimens waisted through the thickness. *Composites* 1992; 23;158–166.

DESAI, C.S.; ZAMAN, M.M.; LIGHTNER, J.G.; SIRIWARDAN, H.J. - Thin-layer element for interfaces and joints. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*. 1984; 8;19-43.

DUGDALE, D.S. - Yielding of steel sheets containing slits. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*. 1960; 8;100-104.

AEROSPACE TECHNOLOGY

Disponível em:< <http://www.aerospace-technology.com>> Acesso em: 18 Maio de 2013

FUTURE FEEDER

Disponível em:<<http://www.futurefeeder.com/2005/05/engineered-cement-composites-bendable-concrete/>> Acesso em: 15 Agosto 2013.

GEUBELLE, P.H.; BAYLOR, J. - Impact-induced delamination of laminated composite: a 2D simulation. *Composites Part B*. 1998; 29;589-602.

GHABOUSI, J.; WILSON, E.L.; ISENBERG, J. - Finite element for rocks joints and interfaces. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*. 1973; 99;833-848.

GHOSH, S.; LING, Y.; MAJUMDAR, B.; KIM, R. - Interfacial debonding analysis in multiple fiber reinforced composites. *Mechanics of Materials*. 2000; 32;561-591.

GOODMAN, R.E.; TAYLOR, R.L; BREKKE, T.L.A. - A model for the mechanics of jointed rock. Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division. 1968; 94;637-659.

HENKEL CORPORATION.

Disponível em:< <http://www.henkelna.com>> Acesso em: 03 janeiro 2013.

HERMANN, L.R. - Finite element analysis of contact problems. Journal of the Soil Mechanics and Foundation Division. 1978; 104;1043-1059.

JASION, E.A; TAMAYO, M. – Formulation of an 8-Node brick element template. Aerspacial Mechanical Engineering Sciences. ASEN 6367 Final Project; 2009.

KALIAKIN, V.N; LI, J. - Insight into deficiencies associated with commonly used zero-thickness interface elements. Computers and Geotechnics. 1995; 17;225-252.

KATTAN, P.; VOYIADJIS, G. - Damage Mechanics with Finite Elements. 1ª edição. Springer; 2002.

LÁZARO, F.P. - Análise não-linear da interação solo-duto em encostas empregando elementos de interface. Dissertação de mestrado, Departamento de Engenharia Civil, Rio de Janeiro. 2004.

LEMAITRE, J.; DESMORAT, R. - Engineering Damage Mechanics. 1ª edição. Springer; 2005.

MOHR, O. - Welche Umstände bedingen die Elastizitätsgrenze und den Bruch eines Materials? J VDI 24 1900;45:1524–1530.

NGO, D.; SCORDELIS, C. - Finite Element Analysis of reinforced concrete beams. Journal American Concrete Institute. 1967: 64;152-163.

PARDOEN, T.; FERRACIN, T.; LANDIS, C.M.; DELANNAY, F. - Constraint effects in adhesive joint fracture. Journal of the Mechanics and Physics of Solids. 2005; 53:1951-83.

- PROENÇA, S. - Introdução à Mecânica do Dano e Fraturamento - Elementos de Mecânica do Dano em Meios Contínuos. 2000.
- REEDER, J.R. – An Evaluation of Mixed-Mode Delamination Failure Criteria. NASA-Technical Memorandum -104210. 1992.
- REEDER, J.R.; CREWS, J.H. - Mixed-mode Bending Apparatus for Delamination Testing. AIAA Journal.1990; 28;1270—1276
- REEDER, J.R.; DEMARCO, K.; WHITLEY, K.S. - The use of doublers in delamination toughness testing. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing. 2004; 35;1337-1344.
- RUDAWSKA, A. - Adhesive joint strength of hybrid assemblies: Titanium sheet-composites and aluminium sheet-composites—Experimental and numerical verification. International Journal of Adhesives. 2010; 30;574–582.
- TEST METHOD D 3039/D 3039 M-00. Standard test method for tensile properties of polymer matrix composite materials. West Conshohocken, PA, USA: American Society for Testing and Materials; 2000.
- TEST METHOD D2344-84. Standard test method for apparent interlaminar shear strength of parallel fiber composites by short-beam method. West Conshohocken, PA, USA: American Society for Testing and Materials; 1995.
- TEST METHOD D5528-01. Standard test method for mode I interlaminar fracture toughness of unidirectional fiber-reinforced polymer matrix composites. West Conshohocken, PA, USA: American Society for Testing and Materials; 2002.
- TEST METHOD D6671-01. Standard test method for mixed mode I–mode II interlaminar fracture toughness of unidirectional fiber reinforced polymer matrix composites. West Conshohocken, PA, USA: American Society for Testing and Materials; 2002.
- TEST METHOD JIS 7086. Testing methods for interlaminar fracture toughness of carbon fiber reinforced plastics. Tokyo, Japan: Japan Industrial Standards, Japanese Standards Association; 1993.

TURON, A.; CAMANHO, P.P.; D'ÁVILA, C.G.; COSTA, J. - An engineering solution for mesh size effects in the simulation of delamination using cohesive zone models. *Engineering Fracture Mechanics*. 2007; 74;1665-1682.

TVERGAARD, V.; HUTCHINSON, J.W. - The relation between crack growth resistance and fracture process parameters in elastic-plastic solids. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*. 1992; 40;1377-1397.

UNITED PLYWOOD AGENCIES

Disponível em: <http://www.unitedplywood.in/plywood> Acesso em: 28 Maio 2012.

SHARMA, K.G.; DESAI C.S. - Analysis and implementation of thin-layer element for interfaces and joint. *Journal of Engineering Mechanics*.1992; 118;2442-2462.

XU, W.; WEI, Y. - Strength and interface failure mechanism of adhesive joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives*. 2012; 34;80–92.

YAMAMOTO, Y.; TAKASHIMA, T. Friction and wear of water lubricated PEEK and PPS sliding contacts. *Wear*. 2002: 253; 820-826.

YORK, D. Least-Square Fitting of a Straight Line. *Canadian Journal of Physics*. 1966; 44;1079-1086.

ANEXO A - MATRIZ DE RIGIDEZ NO ELEMENTO ISOPARAMÉTRICO DE 8 NÓS

Conforme demonstrado na seção 3.5.1, a equação obtida pelo princípio do trabalho virtual (3.19), neste caso sendo referenciada como equação A.1, é a seguinte:

$$\Delta\delta\Pi = \sum_{i=1}^8 \sum_{k=1}^8 \delta u_i^T K_{Tik}^e \Delta u_k \quad (\text{A.1})$$

Onde K_{Tik}^e pode ser descrito pela equação A.2, apresentada a seguir:

$$K_{Tik}^e = \int_V B_i^T C B_k dV \quad (\text{A.2})$$

Para se calcular as deformações geradas na Equação A.1, é necessário se obter as derivadas dos deslocamentos com relação às coordenadas x_n , x_s e x_t . Assim sendo, é necessária a utilização da regra da cadeia clássica, que pode ser descrita pela equação A.3.

$$\begin{aligned} \frac{\partial u}{\partial \xi} &= \frac{\partial u}{\partial x_n} \frac{\partial x_n}{\partial \xi} + \frac{\partial u}{\partial x_s} \frac{\partial x_s}{\partial \xi} + \frac{\partial u}{\partial x_t} \frac{\partial x_t}{\partial \xi} \\ \frac{\partial \chi}{\partial \chi} &= \frac{\partial \chi}{\partial x_n} \frac{\partial x_n}{\partial \chi} + \frac{\partial \chi}{\partial x_s} \frac{\partial x_s}{\partial \chi} + \frac{\partial \chi}{\partial x_t} \frac{\partial x_t}{\partial \chi} \\ \frac{\partial v}{\partial v} &= \frac{\partial v}{\partial x_n} \frac{\partial x_n}{\partial v} + \frac{\partial v}{\partial x_s} \frac{\partial x_s}{\partial v} + \frac{\partial v}{\partial x_t} \frac{\partial x_t}{\partial v} \end{aligned} \longrightarrow \begin{bmatrix} \frac{\partial u}{\partial \xi} \\ \frac{\partial \chi}{\partial \chi} \\ \frac{\partial v}{\partial v} \end{bmatrix} = J \begin{bmatrix} \frac{\partial u}{\partial x_n} \\ \frac{\partial \chi}{\partial x_s} \\ \frac{\partial v}{\partial x_t} \end{bmatrix} \quad (\text{A.3})$$

Na equação A.3, J refere-se à matriz Jacobiana, sendo esta descrita por:

$$J = \begin{bmatrix} \frac{\partial x_n}{\partial \xi} & \frac{\partial x_s}{\partial \xi} & \frac{\partial x_t}{\partial \xi} \\ \frac{\partial x_n}{\partial \chi} & \frac{\partial x_s}{\partial \chi} & \frac{\partial x_t}{\partial \chi} \\ \frac{\partial x_n}{\partial \nu} & \frac{\partial x_s}{\partial \nu} & \frac{\partial x_t}{\partial \nu} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sum \frac{\partial N_i}{\partial \xi} x_{in} & \sum \frac{\partial N_i}{\partial \xi} x_{is} & \sum \frac{\partial N_i}{\partial \xi} x_{it} \\ \sum \frac{\partial N_i}{\partial \chi} x_{in} & \sum \frac{\partial N_i}{\partial \chi} x_{is} & \sum \frac{\partial N_i}{\partial \chi} x_{it} \\ \sum \frac{\partial N_i}{\partial \nu} x_{in} & \sum \frac{\partial N_i}{\partial \nu} x_{is} & \sum \frac{\partial N_i}{\partial \nu} x_{it} \end{bmatrix}, \quad (A.4)$$

$$J = \begin{bmatrix} J_{11} & J_{12} & J_{13} \\ J_{21} & J_{22} & J_{23} \\ J_{31} & J_{32} & J_{33} \end{bmatrix}$$

Considerando-se w como a espessura do elemento, a integral demonstrada na equação A.2 transforma-se na seguinte equação para a obtenção da matriz de rigidez do elemento de coesão:

$$K_{Tik}^e = \int_{-1}^{+1} \int_{-1}^{+1} B_i^T C B_K |J| w d\xi d\chi \quad (A.5)$$

Pela equação A.5, percebe-se que a posição nodal nas coordenadas naturais sempre estará delimitada entre os valores de -1 e +1, independentemente da forma e tamanho físico do elemento na sua orientação nas coordenadas globais.

A integração da equação A.5 pode ser considerada muito difícil, ou até mesmo impossível. A única forma de se estimar e resolver a equação é pela integração numérica. Como já mencionado anteriormente, a integração numérica pelo método de Newton-Cotes é a mais indicada para análises de elementos de coesão, conforme afirmação de BALZANI & WAGNER (2008) e CAMANHO & D'ÁVILA (2002). Porém, no software utilizado, neste caso o ABAQUS, a única forma de integração numérica disponível é o método de integração de Gauss.

ANEXO B - OBTENÇÃO EXPERIMENTAL DO PARÂMETRO η

De acordo com CAMANHO & D'ÁVILA (2002), a obtenção do parâmetro η é feita realizando-se uma gama de testes experimentais com o auxílio do seguinte polinômio:

$$p\left(\frac{\Gamma_{II}}{\Gamma_T}\right) = \Gamma_N + (\Gamma_S - \Gamma_N)\left(\frac{\Gamma_{II}}{\Gamma_T}\right)^\eta \quad (\text{B.1})$$

CAMANHO & D'ÁVILA (2002) propõem um ajuste pelo método do “Least-Square Fitting”, ou “Ajuste pelo Menor Quadrado”. Este método consiste em um procedimento para se encontrar uma curva que melhor se adapte a uma gama de pontos obtidos experimentalmente, minimizando-se a soma dos quadrados das distâncias entre os pontos considerados paralelos entre si, ou verticais com relação a linha média (ver Figura B.1). A soma dos quadrados destas distâncias são utilizadas ao invés do valor absoluto de tais distâncias (York [1996]). Portanto, este método consiste em encontrar a soma dos quadrados dos desvios verticais q em um número n de pontos de valores.

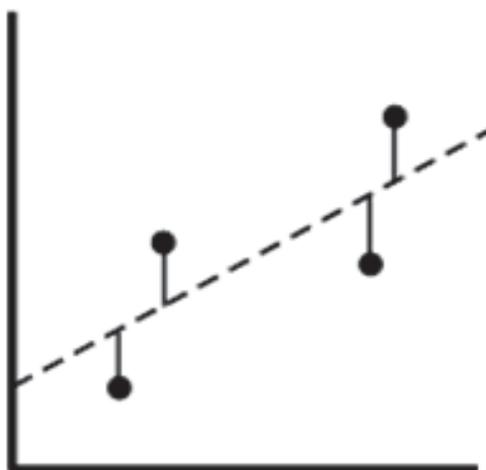


Figura B. 1- Exemplo de distâncias verticais entre os pontos.

Assim sendo, o encaixe pelo menor quadrado pode ser exposto da seguinte forma (equação B.2):

$$q = \sum_{i=1}^n \left[(\Gamma_T)_i - \Gamma_N + (\Gamma_S - \Gamma_N) \left(\frac{\Gamma_{II}}{\Gamma_T} \right)_i^\eta \right]^2; \frac{dq}{d\eta} = 0$$

$$\sum_{i=1}^n \left[(\Gamma_T)_i - \Gamma_N + (\Gamma_S - \Gamma_N) \left(\frac{\Gamma_{II}}{\Gamma_T} \right)_i^\eta \right] \left(\frac{\Gamma_{II}}{\Gamma_T} \right)_i^\eta \ln \left(\frac{\Gamma_{II}}{\Gamma_T} \right)_i = 0 \quad (\text{B.2})$$

Desta forma, o valor de η é obtido pela solução da equação B.2. Pelos valores experimentais obtidos por CAMANHO & D'ÁVILA (2002), o valor de η é igual a 2.284. A Figura B.2 demonstra a curva obtida ao se aplicar o critério B-K em todo o intervalo do modo misto de carregamento, variando-se de 0 a 1 (0% a 100%). Nesta mesma imagem pode-se perceber que a maior diferença obtida nos valores experimentais, comparando-se com a curva gerada, é referente à $\Gamma_{II} / \Gamma_T = 0.2$.

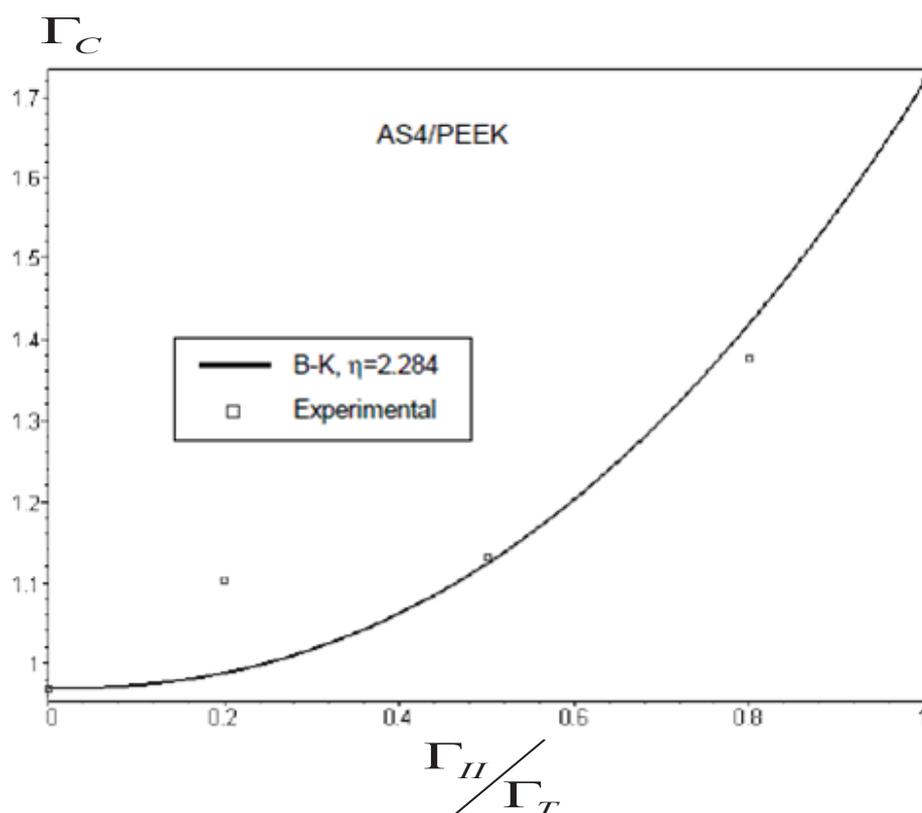


Figura B. 2- Previsão dos valores de B-K (FONTE: CAMANHO & D'ÁVILA [2002]).