



MODELAGEM DE FRATURA DÚCTIL EM COLISÃO DE EMBARCAÇÕES
UTILIZANDO MODELO DE DANO DE LEMAITRE MODIFICADO

Jorge Luis Martínez Fernández

Tese de Doutorado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Oceânica, COPPE, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Doutor em Engenharia Oceânica.

Orientadores: Murilo Augusto Vaz

Julio Cesar Ramalho Cyrino

Rio de Janeiro

Abril de 2017

MODELAGEM DE FRATURA DÚCTIL EM COLISÃO DE EMBARCAÇÕES
UTILIZANDO MODELO DE DANO DE LEMAITRE MODIFICADO

Jorge Luis Martínez Fernández

TESE SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO INSTITUTO ALBERTO LUIZ
COIMBRA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA DE ENGENHARIA (COPPE) DA
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS
REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE DOUTOR EM
CIÊNCIAS EM ENGENHARIA OCEÂNICA.

Examinada por:

Prof. Murilo Augusto Vaz, Ph.D.

Prof. Julio Cesar Ramalho Cyrino, D.Sc.

Prof. José Luis Drummond Alves, D.Sc.

Prof. Lavinia Maria Sanabio Alves Borges, D.Sc.

Prof. Claudio Ruggieri, Ph.D.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

ABRIL DE 2017

Fernández, Jorge Luis Martínez

Modelagem de fratura dúctil em colisão de embarcações utilizando modelo de dano de Lemaitre modificado/ Jorge Luis Martínez Fernández. - Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2017.

XII, 184 p.: il.; 29,7 cm.

Orientadores: Murilo Augusto Vaz

Julio Cesar Ramalho Cyrino

Tese (doutorado) – UFRJ/COPPE Programa de Engenharia Oceânica, 2017.

Referências Bibliográficas: p. 163-173.

1. Colisão de navios. 2. Critério de falha. 3. Mecânica de dano. I. Vaz, Murilo Augusto *et al.* II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Oceânica. III. Título.

A Humanidade não é um círculo com um centro,
mas uma elipse com dois pontos focais,
onde os fatos são um deles e as ideias, o outro.

Victor Hugo

AGRADECIMENTOS

Aos meus orientadores professores Julio Cesar Ramalho Cyrino e Murilo Augusto Vaz, pela sua valiosa orientação, compreensão e principalmente por sua amizade que fez mais agradável o desenvolvimento do presente trabalho.

Aos meus pais Lorenzo e Maria pelo apoio, amor, compreensão e exemplo de luta. À minha irmã Veronica pelo apoio constante.

Aos professores do Programa de Engenharia Oceânica da COPPE/UFRJ pelos valiosos conhecimentos compartilhados, aos caros amigos pela sincera amizade, e a todo o pessoal do PENO e DENO pela amizade e apoio em todos os momentos.

Aos colegas pesquisadores que ofereceram valiosos aportes ao longo do desenvolvimento do meu trabalho, em especial a Aynor Ariza, Eldred Villacrez, John Hernandez, Miguel Celis, Miguel Manco, Nain Alvarez e Víctor Zegarra.

À Agência Nacional de Petróleo, Gás e Biocombustíveis PRH-03 e ao Programa de Formação de Recursos Humanos da Petrobras pelo suporte financeiro.

Resumo da Tese apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Doutor em Ciências (D.Sc.)

MODELAGEM DE FRATURA DÚCTIL EM COLISÃO DE EMBARCAÇÕES UTILIZANDO MODELO DE DANO DE LEMAITRE MODIFICADO

Jorge Luis Martínez Fernández

Abril/2017

Orientadores: Murilo Augusto Vaz

Julio Cesar Ramalho Cyrino

Programa: Engenharia Oceânica

Nos últimos 20 anos, o estudo de acidentes envolvendo colisão e encalhamento de navios levou ao desenvolvimento de diferentes metodologias, e para simular numericamente a fratura dúctil do material, vários critérios de falha foram aplicados. Com esta perspectiva, considera-se nesta tese um novo enfoque para aplicação na análise numérica de colisão e encalhamento de navios, que é a Mecânica do Dano Contínuo (MDC), onde nas relações constitutivas do material são introduzidas novas variáveis internas relacionadas ao dano produzido pelo campo de tensões. O objetivo do presente trabalho é propor e avaliar uma modificação do modelo de dano de Lemaitre, que é chamado de Modelo com Função Denominador do Dano (MFDD), para a predição do local e instante do início da fratura do material. Nesta tese, também será descrito a implementação do modelo proposto, utilizando as sub-rotinas UMATs integradas ao programa LS-DYNA. Para validar o critério de fratura proposto, foram conduzidas comparações com resultados experimentais apresentados na literatura de compressão em cilindros maciços de alumínio, de indentação em dois painéis de aço e de compressão de colunas cruciformes de alumínio. Finalmente, é apresentada uma proposta de metodologia para simular a colisão de navios, utilizando o modelo proposto como critério de falha do material. Nestas aplicações, os resultados encontrados com o MFDD também foram comparados com os obtidos pelos critérios RTCL, BWH e um modelo de MDC proposto por MALCHER (2011). Nestas comparações, os resultados em termos do local da fratura e da curva força versus deslocamento foram excelentes.

Abstract of Thesis presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Doctor of Science (D.Sc.)

MODELING OF DUCTILE FRACTURE IN COLLISION OF VESSELS
USING MODIFIED LEMAITRE DAMAGE MODEL

Jorge Luis Martínez Fernández

April/2017

Advisors: Murilo Augusto Vaz

Julio Cesar Ramalho Cyrino

Department: Ocean Engineering

Over the last 20 years, the study of accidents involving ship collisions and strandings has led to the development of different methodologies, and to simulate numerically the material's ductile fracture, several failure criteria have been applied. With this perspective, this article considers a new approach for the application of numerical analysis to ship collision and stranding, based on the Continuum Damage Mechanics (CDM), where new internal variables are inserted in the material constitutive equations, related to the damage produced by the stress field. The objective of this thesis is to propose and assess a modification in Lemaitre's damage model, called Model with Denominator of Damage Function (MDDF), for the prediction of the location and time instant of the material fracture initiation. The implementation of the proposed model, using the UMATs subroutines integrated to the LS-DYNA program is also described. To validate the proposed fracture criterion, comparisons are conducted with the experimental results, present in the literature: compression in solid aluminum cylinders, indentation in two steel panels and compression of cruciform aluminum columns. Finally, a methodology is developed to simulate ship collisions using the proposed model as material failure criterion. In these applications the results found with the MDDF were also compared with those obtained by the RTCL, BWH criteria and MALCHER (2011) model. In these comparisons, the results in terms of fracture local and force versus displacement curve were excellent.

Sumário

LISTA DE SÍMBOLOS	x
CAPÍTULO 1	1
1. INTRODUÇÃO	1
1.1 Motivação	1
1.2 Fratura dúctil em metais	7
1.3 Critérios de Fratura	8
1.4 Objetivo da tese	27
1.5 Descrição dos capítulos	28
CAPÍTULO 2	30
2. MECÂNICA DO DANO CONTÍNUO: MODELO DE LEMAITRE.....	30
2.1 Introdução à mecânica do dano	30
2.2 Caracterização do estado de tensão	33
2.3 Modelo Constitutivo	37
2.3.1 Potencial termodinâmico	38
2.3.2 Potencial de dissipação	41
2.4 Efeito do fechamento de trinca	45
2.5 Melhorias propostas para o modelo de Lemaitre	48
2.5.1 Modelo de CHANDRAKANTH e PANDEY (1995)	49
2.5.2 Modelo de BONORA (1997)	50
2.5.3 Modelo de THAKKAR e PANDEY (2006)	51
2.5.4 Modelo de BOUCHARD <i>et al.</i> (2011)	52
2.5.5 Modelo de MALCHER (2011)	53
2.5.6 Modelo de KUMAR e DIXIT (2014)	54
2.5.7 Modelo de LIAN et al. (2014)	56
2.6 Nova proposta de melhoria do modelo de Lemaitre	57
2.7 Descrição da implementação numérica do modelo de Lemaitre modificado	61
CAPÍTULO 3	70
3. MODELO COM FUNÇÃO DENOMINADOR DE DANO (MFDD): DETALHAMENTO E VALIDAÇÃO.....	70
3.1 Introdução	70
3.2 Procedimento para obtenção dos parâmetros de dano do material	70
3.3 Compressão de corpo cilíndrico (Alumínio 6082-T6)	74
3.3.1 Curva tensão <i>versus</i> deformação com dano e dano crítico do material	75
3.3.2 Determinação da função denominador de dano	79

3.3.3	Aplicação da função denominador de para a liga de alumínio 6082-T6.....	89
3.4	Indentação de painéis enrijecidos.....	94
3.4.1	Ensaio de tração	95
3.4.2	Determinação da função denominador de dano	100
3.4.3	Aplicação no painel 1FB de aço S235JR EN10025.....	103
3.4.4	Aplicação no painel 2FB de aço S235JR EN10025.....	107
3.5	Esmagamento de coluna cruciforme de liga de alumínio 5083-T3.....	111
3.5.1	Ensaio de tração	112
3.5.2	Determinação da função denominador de dano	115
3.5.3	Modelagem numérica.....	119
3.5.4	Teste de compressão da coluna cruciforme do Modelo 1	121
3.5.5	Teste de compressão da coluna cruciforme do Modelo 2	124
CAPÍTULO 4		128
4.	SIMULAÇÃO NUMÉRICA DE COLISÃO	128
4.1	Introdução	128
4.2	Características das embarcações empregadas na análise	129
4.3	Ensaio de tração e dano crítico do material	131
4.4	Ensaio de cisalhamento puro	135
4.5	Determinação da função denominador de dano	140
4.6	Modelo simplificado para a dinâmica de colisão do navio	142
4.7	Cenários de colisão.....	144
4.8	Modelo de elementos finitos	146
4.9	Resultados.....	149
4.9.1	Força de contato	149
4.9.2	Energia interna.....	152
4.9.3	Efeitos da dinâmica da colisão	153
4.9.4	Força de contato de diferentes membros estruturais.....	155
CAPÍTULO 5		158
5.	CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES.....	158
5.1	Trabalhos futuros	162
6.	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	163
ANEXO A.....		174
ANEXO B.....		178
ANEXO C.....		180

LISTA DE SÍMBOLOS

β	Razão de biaxialidade.
$\dot{\beta}$	Taxa de evolução da variável interna de endurecimento cinemático.
$\dot{\gamma}$	Taxa de evolução do multiplicador plástico.
$\bar{\varepsilon}^p$	Deformação plástica equivalente.
$\dot{\varepsilon}^p$	Lei de fluxo plástico.
ε_g	Deformação uniforme.
ε_f	Deformação verdadeira de fratura.
ε_m	Máxima deformação de estrição.
ε_n	Deformação na estrição local.
ε_v	Deformação efetiva máxima.
ε_2	Deformação principal maior.
ε_1	Deformação principal menor.
$\dot{\varepsilon}_1, \dot{\varepsilon}_2$	Taxas de deformação maior e menor.
ε_{cr}	Deformação plástica crítica.
ε_f^{dyn}	Deformação de falha em condições dinâmicas.
ε_{33}	Deformação através da espessura.
$\bar{\varepsilon}$	Deformação elástica equivalente.
$\bar{\varepsilon}_f(\eta)$	Deformação equivalente de fratura em função da triaxialidade.
$\bar{\varepsilon}_D^p$	Limiar do dano
$\Delta\gamma$	Incremento do multiplicador plástico.
η	Razão de triaxialidade.
θ	Ângulo de Lode.
k_{zz}	Raio de giração.
$\mu(\theta)$	Função sensibilidade do ângulo de Lode.
ν	Coefficiente de Poisson.
ξ	Terceiro invariante normalizado.
ρ	Densidade.
$\tilde{\sigma}$	Tensão efetiva.
σ	Tensão.
σ_y	Tensão de escoamento do material.
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	Tensões principais.
$\dot{\sigma}_1, \dot{\sigma}_2$	Taxa de tensão principais maior e menor.
σ_f	Tensão de fratura uniaxial.
ψ	Energia livre específica de Helmholtz.
ψ^{ed}	Contribuição elástica-dano na energia livre.
ψ^p	Contribuição plástica na energia livre.
ω	Integridade do material.
$\omega(\Delta\gamma)^{n+1}$	Integridade de material no pseudo-tempo t_{n+1} .
Φ	Função de escoamento
ϕ	Ângulo entre a estrição local e a tensão principal maior.

ϕ	Potencial plástico.
A_o	Área efetiva resistente do material na mesma seção.
A	Área total da seção.
C	Parâmetro de sensibilidade da taxa de deformação.
D	Variável isotrópica de Dano.
D_i	Indicador de dano.
\dot{D}	Taxa de evolução do dano.
D_c	Dano crítico.
D^{n+1}	Variável de dano no pseudo-tempo t_{n+1} .
E	Módulo de Young.
E_0	Módulo de Young de material virgem.
F	Função residual.
F_D	Potencial de dissipação do dano.
G	Módulo de cisalhamento.
H	Módulo de endurecimento isotrópico.
I_R	Índice de ruptura.
K	Módulo volumétrico.
K	Coefficiente de endurecimento.
J_2, J_3	Segundo e Terceiro invariantes do tensor de tensões desviador.
L	Comprimento do extensômetro.
L_{VE}	Comprimento do extensômetro virtual.
R	Força termodinâmica relacionada ao endurecimento isotrópico.
S	Denominador de dano.
$S(\eta, \xi)$	Função denominador de dano.
$S_{0,33}$	Denominador de dano para alta triaxialidade.
$S_{0,0}$	Denominador de dano para baixa triaxialidade.
S^{n+1}	Tensor de tensões desviador no pseudo-tempo t_{n+1} .
\bar{S}^{n+1}	Tensor de tensões desviador tentativo.
T_D	Energia de deformação de dilatação elástica.
T_V	Densidade de energia de deformação de dilatação.
Y	Força termodinâmica associada ao dano.
a e b	Coefficientes de denominador de dano.
e_f	Deformação de engenharia na fratura.
e_u	Deformação de engenharia uniforme.
$d\bar{\epsilon}^e$	Incremento de deformação elástica.
dp	Incremento da pressão hidrostática.
$f(\eta)$	Função da triaxialidade.
h	Parâmetro de compressão.
l_e	Comprimento do elemento
m	Massa total do navio.
n	Coefficiente de endurecimento.
p	Pressão hidrostática.
p^{n+1}	Pressão hidrostática no pseudo-tempo t_{n+1} .

q	Tensão equivalente.
r	Terceiro Invariante
\dot{r}	Taxa de evolução da variável interna de endurecimento isotrópico.
s_0	Expoente de dano.
t	Espessura.
w	Largura do espécime.
u_{11}	Massa do navio na direção de avanço (surge) .
u_{22}	Massa do navio na direção de desvio (sway).
u_{66}	Massa do navio na direção de guinada (yaw).
x	Comprimento do elemento.
x_e	Comprimento da estrição
ΔT	Variação de calado.
$\boldsymbol{\varepsilon}^e$	Tensor das deformações elásticas.
$\boldsymbol{\varepsilon}^p$	Tensor das deformações plástica.
$\bar{\boldsymbol{\sigma}}$	Tensor de tensão efetivo.
$\boldsymbol{\sigma}$	Tensor de tensão.
\mathbf{D}^e	Tensor de elasticidade padrão.
\mathbf{I}	Tensor identidade.
I_1	Primeiro invariante do tensor de tensões.
\mathbf{N}	Vetor de fluxo plástico.
\mathbf{S}	Tensor de tensão desviador.
$\bar{\mathbf{T}}$	Tensor de tensão de Cauchy efetiva.
\mathbf{T}	Tensor de tensão de Cauchy.
\mathbf{X}	Encruamento cinemático.

CAPÍTULO 1

1. INTRODUÇÃO

1.1 Motivação

Nos últimos anos, houve um crescente interesse no estudo de métodos de análise e de procedimentos para o projeto de navios e plataformas considerando a ocorrência de cargas acidentais, em particular os casos de abalroamento (colisão e encalhamento). A natureza desses acidentes impõe dois desafios fundamentais à comunidade para tratar racionalmente o problema. O primeiro, é compreender o cenário do abalroamento, que é caracterizado por grande grau de incertezas, e o segundo desafio é a determinação com precisão dos danos causados na estrutura e as suas consequências.

O abalroamento de estrutura oceânica (navio ou plataforma) pode ser capaz de comprometer a integridade estrutural e a capacidade de flutuação (estabilidade) até o ponto de provocar a sua perda total ou forçar a retirada de operação para reparo. Em ambos os casos de abalroamento, além da perda material enorme, também poderá haver um comprometimento da segurança e da preservação de vidas humanas, assim como a poluição do meio ambiente marinho por derramamento de óleo ou de outros poluentes.

Apesar dos contínuos avanços nas normas internacionais de navegação, dos esforços para o treinamento das tripulações e da crescente sofisticação dos equipamentos a bordo de navios destinados a auxiliar a tripulação, os acidentes continuam a ocorrer. SAFETY AND SHIPPING REVIEW (2015) relata que entre os anos de 2005 e 2014, em todo o mundo, houve 1.271 acidentes com perda total do navio. Deste total, 113 foram colisões entre navios; 13 correspondentes a contatos com portos, pontes, etc.; e 252 navios perdidos devido a encalhamento. Entre os anos de 2006 e 2015, a SAFETY AND SHIPPING REVIEW (2016) reporta que houve um total de 25.434 acidentes com navios, sendo os estragos na maquinaria a principal causa, com 7.820 ocorrências, seguida de colisões, com 3.961 acidentes, e no período foram registrados 3.930 encalhamentos. Neste quadro grave de eventos de acidentes, a colisão e o encalhamento contribuem com um número significativo de ocorrências, e só este

fato poderia ser considerado como uma grande motivação para o estudo de simulações do comportamento estrutural durante um acidente e a caracterização das avarias finais.

No Brasil, a expansão da produção petrolífera no oceano provocou a concentração de plataformas instaladas nestes campos, propiciando o crescimento do tráfego marítimo numa região restrita e, portanto, aumentando o risco de colisões. As embarcações que navegam nestas áreas são destinadas às funções mais diversas, e quando as tripulações destas embarcações seguem todas as normas de navegação a probabilidade de acidentes diminui, mas não a elimina completamente. A operação de transferência de carga entre uma embarcação e uma plataforma apresenta um risco potencial de ocorrência de colisão. Normalmente, as embarcações de apoio se aproximam das plataformas para supri-las de diferentes tipos de cargas, desde comestíveis até fluídos para perfuração, e esta operação é uma das que apresenta os maiores índices de acidente. Outra operação com muito risco, que também exige a aproximação de duas embarcações é o *offloading*, veja *Figura 1.1*. Neste caso, um navio “aliviador” se aproxima de um FPSO (*Floating Production Storage and Offloading*), para que através de mangotes seja feita a transferência do óleo para o petroleiro, que o transportará para um terminal em terra.



Figura 1.1: Operação de *Offloading*

A preocupação em projetar estruturas mais resistentes à colisão e ao encalhamento de navios e plataformas e, também, de equacionar e resolver os problemas decorrentes de acidentes, levou o ISSC (*International Ship and Offshore Structures Congress*) a estabelecer um comitê especial para o tema e à criação, em 1998, do ICCGS (*International Conference on Collision and Grounding of Ships*) pela comunidade naval. O objetivo destas organizações é a divulgação e discussão das pesquisas em andamento e planejadas, identificar temas para futuras investigações e

fazer recomendações visando o projeto de embarcações mais resistentes a abalroamentos. O resultado dos eventos realizados pelo ISSC e ICCGS é a produção de documentos que se constituem numa das mais importantes fontes de referência para pesquisas e estudos na área de colisão e encalhamento de navios e plataformas.

As Sociedades Classificadoras de Navios e Plataformas têm dado maior importância à investigação do cálculo da resistência estrutural em casos de acidentes para cenários semelhantes aos citados anteriormente, principalmente para aplicação na fase de projeto estrutural. Algumas Sociedades Classificadoras têm adotado notações de classe específicas para a resistência à colisão de navios.

- O DetNorske Veritas - Germanischer Lloyd (DnV - GL) tem a notação COLL para navios petroleiros com tanques apresentando resistência à colisão, e já emitiu esta notação para mais de 60 navios.
- O American Bureau of Shipping (ABS) tem a notação de classe RES para assegurar que o casco demonstra uma adequada resistência residual após um acidente de colisão ou encalhamento.
- A International Association of Classification Societies (IACS) desenvolveu uma série de requisitos para navios graneleiros com a necessidade de se ter uma adequada resistência estrutural após abalroamento, mesmo em condições adversas de estabilidade.

Os modelos de simulação de abalroamento de navios e plataformas são importantes ainda na fase de projeto, para garantir que as partes estruturais com maior risco de serem afetadas possam ser dimensionadas de forma mais segura, ou, permitam o projeto de sistemas alternativos de proteção que reduzam os efeitos de eventuais impactos na estrutura. Além disso, estes modelos podem ser extremamente úteis na ocorrência de um acidente para análise da estrutura avariada e, conseqüente, auxílio na tomada de decisão de quais medidas devem ser aplicadas até a execução dos reparos.

As tentativas para descrever o problema relacionado à colisão de navios não são recentes, MINORSKY(1959) foi o pioneiro neste assunto, motivado pelo aparecimento de novos projetos com plantas de propulsão nuclear, onde a maior preocupação era prevenir o vazamento de material radioativo. Na formulação empírica clássica de MINORSKY(1959), a mecânica da colisão é baseada no volume de aço danificado, para

o qual se utilizou dados de casos reais de colisão. Esta formulação foi amplamente utilizada em muitos cálculos de resistência de navios à colisão, entretanto, os arranjos estruturais dos navios envolvidos no evento não são incluídos na formulação. Apesar das fórmulas empíricas serem úteis na estimativa rápida da energia absorvida, no caso de estruturas novas ou não representadas nas bases de dados, os resultados são muito pouco precisos.

A partir deste trabalho muitos outros apareceram: WOISIN (1979), KIERKEGAARD (1993), SIMONSEN (1997), PEDERSEN e ZHANG (1998), ZHANG (1999), CHEN (2000), EHLERS e TABRI (2012), GAO *et al.*(2015) e LIU *et al.* (2015). Todos estes estudos propõem formulações analíticas para determinação das grandezas mais importantes a serem conhecidas na análise de colisão e encalhamento de navios e plataformas, ou seja, velocidade crítica do navio agressor, energia absorvida, força de penetração e penetração.

Para compreender e analisar os fenômenos e a resposta das estruturas de navios e plataformas durante acidentes, experimentos de colisão e encalhamento foram conduzidos em escala real ou próxima, por: WOISIN (1979), CARLEBUR (1995), STERNENDORFF e PEDERSEN (1996) e WEVERS e VREDEVELDT (1999). O custo elevado para se realizar testes de abalroamento de navios e plataformas se deve à construção das estruturas a serem testadas, à compra e manutenção dos aparatos sofisticados para sua execução e aquisição de dados, e a mão de obra para montagem/instalação dos equipamentos para aplicação das cargas e dos sensores para registrar as respostas da estrutura durante a simulação do abalroamento. Mesmo assim, devido a grande importância que se têm dado a esta área internacionalmente, diversos trabalhos podem ser encontrados na literatura relatando estes testes. A validação dos modelos analíticos e numéricos tem sido feita comparando os resultados obtidos com estes modelos e o de testes experimentais em laboratórios de modelos de painéis típicos de navios e plataforma, construídos com grandes dimensões (HAGIWARA *et al.*, 1983; WANG *et al.*, 2000; WU *et al.*, 2004; PAIK e SEO, 2007; EHLERS *et al.*, 2008; ALSOS *et al.*, 2009a; EHLERS, 2010; VILLAVICENCIO *et al.*, 2014).

A complexidade do comportamento estrutural durante o abalroamento de navios torna muito difícil generalizar conclusões a partir de testes em modelos ou estudar casos reais de navios abalroados para basear formulações analíticas que possam prever com

maior detalhe o fenômeno. Alguns dos métodos analíticos para cenários restritos de abalroamento são capazes de prever com razoável precisão as grandezas mais gerais que caracterizam o evento, tais como, energia absorvida e força de penetração. A vantagem dos modelos analíticos simplificados é a obtenção de alguma informação em relação aos efeitos de um evento de abalroamento, com pouco esforço computacional. Quando o interesse é a avaliação detalhada das avarias ocorridas ou a descrição dos campos de tensões e deformações na estrutura, a aplicação do método dos elementos finitos passa a ser o mais utilizado devido à possibilidade de determinação de todas as variáveis com muita precisão.

Com os contínuos avanços dos computadores, os softwares para análise de estruturas que utilizam o método dos elementos finitos tornaram-se ferramentas viáveis para se avaliar cenários de colisão e encalhamento. A confiabilidade dos resultados de uma simulação depende essencialmente da definição apropriada do problema e do cuidado na preparação dos parâmetros fornecidos. Muitos programas computacionais de elementos finitos, como DYNA3D, DYTRAN, ANSYS, LS-DYNA, ABAQUS e PAM permitem o uso de algoritmos numéricos que incluem análise dinâmica explícita e implícita, elasto-plasticidade, grandes deformações, deformações finitas, efeitos viscosos, contato, fratura, entre outros. Os modelos de análise numérica envolvendo abalroamento de navios e plataformas para previsão realística do comportamento estrutural utilizam vários dos aspectos mencionados, cujos níveis de desenvolvimento são amplamente conhecidos e universalmente aceitos.

Na análise estrutural de colisão e encalhamento de navios e plataformas, entre as informações mais relevantes que se procura, pode-se incluir: o local, a forma e as dimensões das perfurações no casco das embarcações envolvidas. A precisão dos dados referentes a estas avarias são muito importantes para as avaliações das consequências do abalroamento, por exemplo, determinação da resistência remanescente do casco da embarcação como um todo, análise da estabilidade em avaria, determinação do fluxo de produtos poluentes para o oceano ou de entrada de água na embarcação. Estes estudos, se incluídos no processo de projeto de novas embarcações, serviriam para embasar propostas para melhoramentos em estruturas convencionais ou dar sustentação a concepções inovadoras no projeto, visando maior resistência ao impacto. Estes estudos, quando aplicados em casos reais de navios colididos, servem para auxiliar as autoridades e técnicos responsáveis nas decisões de que ações executar para mitigar as

consequências, visando a preservação de vidas humanas, evitar a poluição marinha e prejuízos materiais.

O maior desafio na simulação de abalroamento e encalhe é a previsão do avanço da fratura no chapeamento. Nas simulações destas cargas acidentais em navios, é crucial que a ruptura seja determinada corretamente, pois ela influenciará o modo de deformação global da viga navio e a própria extensão do dano sobre o casco. Para isto, é muito importante que o critério de falha adotado nas análises represente o fenômeno com precisão.

OZGUC *et al.* (2005) realizaram simulações de colisão mostrando comparações entre análises de colisão para embarcações com cascos simples e duplo. O critério de falha utilizado neste trabalho para o cálculo da máxima deformação plástica foi proposto pelo Germanischer Lloyd. Nos trabalhos realizados por ZHANG *et al.* (2004), PESCHMAN e LEHMANN, (2002) e KITAMURA (2002), considerou-se a estrutura da proa como uma estrutura rígida. Esta consideração é muito conservadora, como indicado por HOGSTROM (2012), que realiza uma simulação de colisão considerando ambos navios como estruturas deformáveis. ALSOS (2008) e TORNQVIST (2003) indicaram que se deve considerar a dinâmica do navio durante a simulação da colisão, para isso utilizaram o program MCOL, que é um sub-programa do LS-DYNA, para modelar o movimento do navio. A massa e a inércia devem ser fornecidos como dados de entrada. PILL e TABRI (2009) desenvolveram uma metodologia para simplificação do movimento do navio, no cenário de colisão, utilizando elementos finitos. Neste trabalho, será apresentada uma metodologia para simular um cenário de colisão.

Para a determinação precisa das avarias, incluindo as perfurações e deformações dos elementos estruturais, é de importância fundamental a caracterização correta da falha (fratura) do material, ou seja, a determinação do momento (deslocamento) em que ocorre e do local de início da trinca. Apesar do estudo da fratura dúctil de metais já existir há muitas décadas, ainda não existe uma orientação geral ou recomendação de qual critério de fratura ou enfoque utilizar. Por esta razão, existem muitas pesquisas neste assunto procurando esclarecer o emprego de diferentes critérios, comparando os resultados entre eles e com resultados experimentais, propondo novos critérios e metodologias para aplicação na colisão e encalhamento de navios. A principal motivação desta tese, baseado em tudo o que se encontrou na literatura em relação aos critérios de fratura, principalmente aos aplicados em colisão e encalhamento de navios e

plataformas, é contribuir com a proposta de utilização de um critério robusto e confiável.

Para tentar ajudar no melhor entendimento das pesquisas realizadas e ainda em andamento e procurar dar uma visão da amplitude das possibilidades de desenvolvimentos existentes na literatura, a seguir será apresentada uma breve revisão dos estudos em critérios de fratura, com especial atenção àqueles utilizados nas simulações numéricas de colisão de navios, de navios em plataformas e encalhamento de navios.

1.2 Fratura dúctil em metais

O termo "fratura dúctil" é usado ambigualmente na literatura, principalmente com dois significados. Nas investigações micromecânicas como o tipo de fratura resultante da nucleação, crescimento e coalescência de vazios no material. Por outro lado, em aplicações macroscópicas é relacionada à grande deformação do material antes da falha ocorrer.

A nucleação de vazios é causada por partículas de segunda fase (as fases são as distintas microestruturas do material) que se quebram ou se descolam (decoesão) do material da matriz durante a deformação plástica. O tamanho e a forma das partículas de segunda fase ou inclusões desempenham um papel muito importante no mecanismo de nucleação. Partículas grandes (raio maior do que 1 μm) são propensas a trincas e as partículas menores desenvolvem decoesão.

O crescimento de vazios é o estágio mais compreendido da fratura dúctil. O crescimento de vazios é um processo contínuo de deformação plástica e, portanto, mais fácil de modelar que a nucleação ou coalescência de vazios. Embora a nucleação e a coalescência de vazios ocorram de repente, o crescimento de vazios é uma fase relativamente estável da deformação e mais fácil de observar experimentalmente. A coalescência de vazio é um fenômeno súbito e de rápida ocorrência em que os micro vazios em um material se ligam para formar microfissuras que se propagam por todo o material causando uma falha súbita.

A nível macroscópico a fratura dúctil, por exemplo, num ensaio de tração usualmente acontece depois da estrição difusa e da estrição localizada, onde a

medição das deformações plásticas até a fratura são difíceis devido ao modo de instabilidade plástica. A instabilidade plástica é um dos fenômenos muito importantes para desencadear a falha do material.

1.3 Critérios de Fratura

A fratura (ruptura) do material é um dos critérios de falha que podem ser empregados para análise de estruturas submetidas aos mais diferentes tipos de carregamento. Neste trabalho, quando o termo “critério de falha” for usado, está se referindo à fratura, em caso contrário será especificado.

O início da formalização do estudo da fratura pode-se atribuir a GRIFFITH (1921), que realizou a primeira análise bem sucedida do comportamento da fratura em material trincado, dando origem à área de estudo denominada *mecânica da fratura*. Nesta teoria, supõe-se que o defeito ou trinca no material seja conhecido, para isso, normalmente são empregadas técnicas de ensaios não destrutivos para sua detecção, ou seja, localização da trinca na estrutura e medição das suas dimensões. Com estes parâmetros definidos, o objetivo da mecânica da fratura é determinar se sob condições de carregamento normais de projeto esta trinca cresce até levar o elemento estrutural à fratura ou não. Assim, as principais questões que a mecânica da fratura procura responder são: como o tamanho da trinca afeta a resistência global e qual o tempo necessário para a trinca atingir o tamanho crítico. Para o estudo de abalroamento de navios e plataformas este enfoque não se aplica porque o que se deseja determinar é onde exatamente a trinca ocorre e em que momento da análise (deformação) o início de uma trinca acontece.

Em nível microscópico a fratura dúctil durante muito tempo foi atribuída ocorrer exclusivamente por um processo que envolve mecanismos concorrentes e mutuamente interativos, que incluem: (a) a nucleação de vazios ou de coesão de inclusões; (b) crescimento de vazios induzidos por deformação plástica e ligação (coalescência) de vazios; (c) fluxo plástico localizado entre vazios dilatados; (d) abertura final do material entre vazios dilatados. Esta situação é válida para a maioria dos estados de tração, no entanto, novas técnicas experimentais comprovam que efeitos de deslizamento de planos cristalográficos são importantes em solicitações de cisalhamento puro e compressão. A fratura dúctil de um componente estrutural cilíndrico em tração,

macroscopicamente, pode ser interpretada como a culminação do processo de deformação plástica e se manifesta com a separação ou fragmentação do corpo sólido em duas ou mais partes. Normalmente, é precedida por uma redução localizada do diâmetro, comumente chamada de estrição.

Estudos do crescimento de micro-espacos vazios dentro de metais foram realizados por McCLINTOCK (1968) e RICE e TRACEY (1969). Estes últimos descreveram a deformação de falha como uma função da razão entre a tensão hidrostática e a tensão equivalente, denominado fator de triaxialidade. Estes modelos atribuíam a falha quando a variável de dano acumulado atingisse um valor crítico. Com uma pesquisa experimental para análise das superfícies de falha, HANCOCK e MACKENZIE (1976) mostraram que o crescimento e a coalescência de vazios no material estudado (aço de alta resistência) são desenvolvidos de forma muito mais complexa que os modelos propostos. GURSON (1977) considerou a função de plasticidade para material poroso e, adicionando novos parâmetros, levou em conta a nucleação, crescimento da concavidade e coalescência de vazios. OYANE *et al.* (1980) desenvolveram um critério para a fratura dúctil para metais porosos e estabeleceram um método para estimar as constantes do material. Descreveram, também, aplicações do critério para prever a deformação de fratura em vários processos para trabalhar metais. Mais tarde, TVERGAARD (1981) e TVERGAARD e NEEDLEMAN (1984) melhoraram o modelo de GURSON (1977) considerando a fração volumétrica de vazios como uma função da nucleação de novos vazios e do crescimento de vazios existentes.

O enfoque destes trabalhos para caracterização da fratura dúctil, é que os vazios são considerados implícitos, ou seja, as descrições da nucleação dos vazios, os seus crescimentos progressivos e eventuais coalescências são incluídos na formulação. Isto é realizado usando volumes contendo vazios nos modelos constitutivos. A vantagem deste enfoque é a sua relativa simplicidade, entretanto, sua maior dificuldade é a calibração dos parâmetros do material. Para a obtenção da triaxialidade de tensão e da deformação plástica equivalente no instante da falha são necessários experimentos. Outra linha de desenvolvimento é considerar os vazios explícitos. Neste enfoque os vazios são modelados usando elementos finitos com malhas muito refinadas, o que evita a realização de ensaios para determinação dos parâmetros na região da falha. Devido às limitações computacionais, apenas um número limitado de vazios pode ser considerado no modelo. A principal vantagem deste enfoque é o conhecimento exato do

comportamento do crescimento de vazios. Os principais trabalhos com este enfoque são: ARUN e NARASIMHAN (1999), ARAVAS e McMEEKING (1985a) e (1985b), GU (2000), TVERGAARD e HUTCHINSON (2002).

De acordo com os modelos de RICE e TRACEY (1969), GURSON (1977) e TVERGAARD e NEEDLEMAN (1984), o crescimento de um vazio depende principalmente do parâmetro de triaxialidade de tensão e da deformação plástica equivalente no instante da falha. Quando estes parâmetros não são suficientes para a caracterização completa do estado de tensão, ZHANG *et al.* (2001) mostraram que o uso do parâmetro de LODE (1925) completa a descrição do estado de tensão, principalmente no caso em que a segunda tensão principal tem maior importância. Neste estudo foi mostrado que os vazios têm diferentes taxas de expansão em diferentes direções, dependendo do parâmetro de Lode, e que a mudança deste parâmetro altera a deformação crítica dos vazios instáveis (coalescentes). Estas conclusões também foram confirmadas por diversos autores como: KIM *et al.* (2003) e (2004), GAO *et al.* (2015), GAO e KIM (2006). Por meio de ensaios experimentais em corpos de prova submetidos a carregamentos de tração e torção combinados para produzir diferentes valores da triaxialidade de tensão e parâmetro de LODE (1925), BARSOUM e FALESKOG (2007) também mostraram a influência destes parâmetros na ductilidade de metais.

A degradação interna de materiais sólidos descritos por modelos constitutivos de acordo com a mecânica do contínuo é proposta desde o trabalho de KACHANOV (1958). Mais tarde este enfoque foi retomado por LEMAITRE (1985), o qual propõe novas variáveis de estado para o modelo constitutivo, e o denominou como Mecânica do Dano Contínuo (MDC). Diferente de todos os outros modelos de fratura anteriores, em que o objetivo era identificar a falha sem levar em consideração a degradação do material até este ponto, no MDC as equações constitutivas que descrevem o comportamento do material levam em consideração sua deterioração progressiva até a ocorrência da fratura.

A avaliação da falha estrutural em cenários de abalroamento de navios e plataformas é um processo complexo que pode ser influenciado por aspectos relacionados às propriedades físicas do material, geometria dos membros estruturais, topologia da estrutura, carregamento, condições de contorno, hidrodinâmica na colisão e do próprio cenário de abalroamento. Este último quesito, por exemplo, pode ser

subdividido em várias possibilidades como: colisão frontal ou lateral, ângulo da colisão, calados relativos entre as embarcações, velocidade das embarcações, tipo de material do encalhamento, geometria do leito marinho, entre outros tópicos.

Na simulação numérica de abalroamento de navios e plataformas, para que os resultados tenham aderência ao caso real, todas estas questões devem estar claramente estabelecidas e o modelo deve suficientemente bem construído para reproduzir corretamente os modos de colapso global das placas e painéis, como o estiramento, esmagamento, dobramento e rasgamento.

Entretanto, na colisão também se deve trabalhar com fenômenos mais localizados, como a iniciação da fratura e sua propagação. Para isto o critério de fratura deve ser adequadamente escolhido, porque ele determina quais os membros estruturais que falharam em qualquer um dos instantes da colisão, e com isto, tendo uma importante repercussão na força de contato e, conseqüentemente, na energia absorvida. Foi demonstrado que o critério de falha é o ponto mais importante para uma predição do comportamento estrutural o mais próximo da realidade na análise de abalroamento de embarcações (ZHANG, 1999).

Também deve ser lembrado que devido às grandes dimensões dos navios e plataformas e à elevada quantidade de membros estruturais, mesmos em modelos onde se considera apenas uma pequena porção da estrutura global da embarcação, é inviável o uso de malhas muito refinadas. A grande maioria dos modelos de propagação da fratura aplicados ao abalroamento de embarcações remove o elemento finito quando certa grandeza relacionada a ele atinge o critério de iniciação da fratura. Como as dimensões dos elementos são pouco reduzidas, a retirada do elemento tem pouca similaridade com uma fratura real, o que pode prejudicar as avaliações dos campos de tensões e deformações.

Tendo em vista estas conseqüências, a modelagem da fratura na colisão e encalhamento nos últimos anos é um tópico de intensa investigação. Apesar de todo o esforço científico empreendido nesta direção, ainda não existe um critério universalmente aceito ou um consenso que indique a melhor opção na maioria dos casos.

As propostas de critérios de fratura dúctil de metais para utilização nos mais diferentes campos da engenharia, como vimos, têm sido feitas há vários anos. Os estudos da aplicação dos critérios de fratura especificamente às simulações numéricas de abalroamento de navios e plataformas, somados aos anteriores, tornam muito vasta a literatura sobre o assunto. Os enfoques dos desenvolvimentos encontrados na literatura são os mais variados possíveis. CALLE e ALVES (2015) apresentaram uma revisão das modelagens da fratura do material em abalroamento de navios, onde para a descrição dos critérios de fratura eles agruparam os trabalhos em modelos baseados na deformação, na triaxialidade de tensão, no diagrama limite de conformação e outros modelos.

A seguir será apresentada uma breve revisão de alguns critérios de fratura que foram ou são aplicados na simulação de abalroamento de navios, cuja exposição será baseada na organização de CALLE e ALVES (2015), acrescentando-se a Mecânica do Dano Contínuo (MDC). Os critérios de fratura que serão apresentados a nosso ver são aqueles mais utilizados ou evidenciam desenvolvimentos mais consistentes. Os critérios RTCL (Rice - Tracey - Cockcroft - Latham) e BWH (Bressan - Williams - Hill) serão um pouco mais trabalhados devido a sua utilização no Capítulo 4.

Critérios empíricos baseados na deformação plástica equivalente

O mais comum dos critérios de falha usado na modelagem numérica de abalroamento de navios e plataformas é o critério da deformação plástica equivalente. Este critério admite que a fratura local ocorra quando a deformação plástica equivalente atinge um valor crítico, às vezes chamada de deformação de fratura ou máxima deformação plástica, geralmente obtida do teste de tração do material. Para os aços típicos da construção naval, na literatura existe uma faixa de valores extremamente ampla para a deformação de fratura.

SERVIS e SAMUELIDES (1999) validaram o modelo numérico da colisão de um bulbo rígido com um navio Ro-Ro com dois testes experimentais, um navio fixo em terra firme colidido pelo bulbo rígido e o outro flutuando também colidido pelo mesmo bulbo. Como resultado, obteve-se uma máxima deformação plástica igual a 0,18 para ambos os testes. O modelo numérico mostrou modos de falha semelhantes aos

experimentais, entretanto, obteve deslocamentos maiores para o primeiro teste e menores para o segundo.

WU *et al.* (2004) sugeriram um procedimento para estudo de sensibilidade visando calibrar a deformação de fratura. Usando o teste experimental de WANG *et al.* (2000), que consistia na colisão de um bulbo cônico contra a estrutura de um casco duplo, WU *et al.* (2004), através da modelagem em elementos finitos da colisão, avaliaram a sensibilidade tentando diferentes valores da deformação plástica equivalente. O valor da máxima deformação plástica considerada a melhor para a simulação global do experimento foi de 0,35. Observou-se também que, em geral, quando a deformação de fratura era aumentada, também aumentava a resistência estrutural e a capacidade de absorção de energia da estrutura.

Para avaliar a influência do valor da deformação de fratura na resposta estrutural de uma modelagem numérica de colisão, YAMADA *et al.* (2005) fizeram esta análise considerando a colisão entre dois navios petroleiros (VLCC), e tomando para comparação as deformações de fratura iguais a 0,1; 0,12; 0,15 e 0,20. Os resultados corroboraram a forte influência da deformação de fratura na força de contato e, em consequência, na energia absorvida.

EHLERS *et al.* (2010) modelaram numericamente um teste de colisão em escala real de um casco duplo com a estrutura do núcleo em forma de “X”, submetido a uma colisão perpendicular de um bulbo rígido. O material de construção foi o aço médio NorskeVeritas Grau A (NVA) e as espessuras das chapas foram de 4,0 mm e 6,0 mm. Estes valores foram estimados da simulação numérica do teste de tração. A curva da força de contato simulada correspondeu à curva experimental. Entretanto, no modelo numérico a fratura da placa externa aconteceu em um estágio posterior da penetração do bulbo quando comparado com os resultados experimentais.

Foi observado, por diversos autores, que os critérios de fratura baseados na deformação plástica equivalente dependem fortemente das dimensões dos elementos finitos da malha. De tal maneira que EHLERS *et al.* (2008) chegaram a dizer que a influência da dimensão do elemento é tão grande que alguns pesquisadores atribuem mais importância a isto do que à própria formulação do critério de falha.

Para entender esta dependência, recorre-se à lei de Barba, onde se estabelece que a deformação de fratura obtida num teste de tração uniaxial pode ser expressa como uma função do comprimento do extensômetro, dado por:

$$e_f = e_u + c \frac{\sqrt{wt}}{L} \quad (1.1)$$

onde e_f é a deformação de engenharia na fratura, e_u é a deformação de engenharia uniforme, c é a constante de Barba, L é o comprimento do extensômetro (ou tamanho do elemento equivalente na modelagem por elementos finitos), w é a largura do espécime e t é a espessura.

O primeiro termo da equação (1.1) significa a deformação uniforme ao longo do espécime e o segundo termo representa a deformação localizada devido à estricção. Esta expressão descreve que se o comprimento de medição da variação dos deslocamentos (elongação) for grande, é esperado um valor da deformação de fratura mais baixo, isto se deve à diluição dos altos valores dos deslocamentos na região de estricção. Quando o comprimento de medição é pequeno, altos valores da deformação de fratura são esperados, devido à predominância dos grandes deslocamentos na estricção.

YAMADA (2005) converteu a expressão de Barba para a deformação de fratura de engenharia para a deformação verdadeira através de:

$$\varepsilon_f = \ln \left(e_u + c \frac{\sqrt{wt}}{L} + 1 \right) \quad (1.2)$$

A deformação de fratura, assim definida, foi aplicada à modelagem numérica da colisão de dois navios petroleiros (VLCC), onde o objetivo foi avaliar a efetividade do protótipo de um bulbo amortecedor em absorver energia cinética quando comparado com um bulbo comum. Os resultados mostraram que o bulbo amortecedor foi muito mais eficiente, mas não foram apresentadas validações experimentais das simulações.

Objetivando prever a forma e o tamanho do dano causado no costado de um navio RoPax após colisão, HOGSTROM (2012) produziu a modelagem da colisão em elementos finitos. Foram feitas a caracterização de três materiais de construção naval: o aço médio NorskeVeritas Grau A (NVA), o aço de alta resistência Domex 355 e alumínio NV5083. Técnicas de medidas fotogramétricas foram usadas nos testes de

tração para garantir a acurácia nas medições do campo de deformações. Estas imagens são reconhecidas por um software de Correlação de Imagem Digital (DIC), o qual projeta uma malha virtual sobre o espécime para medir as distorções devido a deformação. Portanto, os vários extensômetros virtuais L_{VE} e deformações de fratura (ε_f) podem ser determinados para os vários elementos da malha virtual. Segundo o autor, a fórmula para obtenção da deformação de fratura em função do tamanho do elemento é:

$$\varepsilon_f = \ln \left(\exp(e_u) + c \frac{\sqrt{wt}}{L_{VE}} + 1 \right) \quad (1.3)$$

onde os parâmetros são definidos como na lei de Barba.

LEHMANN e PESCHMANN (2002) desenvolveram um teste experimental de colisão entre navios adaptando dois navios de navegação interior para reproduzir dos petroleiros de casco duplo de 30.000 toneladas de porte bruto na escala de 1:3. Um modelo de elementos finitos foi criado para análise do evento de colisão. Para medir as deformações foram criados diferentes padrões (círculos e grades de retângulos) aplicados nos cascos externo e interno, antes do teste. As deformações foram obtidas em todo o casco medindo as deformações da grade de círculos. Nas áreas fraturadas foram medidas as espessuras por todo o perímetro. Os autores consideraram que a deformação plástica pode ser dividida em duas partes, correspondentes à deformação nas regiões uniformemente deformadas (ε_g) e à parcela da máxima deformação de estrição (ε_m) e outra parcela a , ou seja:

$$\varepsilon(x) = \varepsilon_g + \varepsilon_m \exp \left(-\frac{2x}{x_e} \right) \quad (1.4)$$

onde x é comprimento do elemento e x_e é o comprimento da estrição. Considerando a alongação máxima de um elemento, a deformação de fratura foi deduzida como:

$$\varepsilon_f = \varepsilon_g + \varepsilon_m \left(\frac{x_e}{t} \right) \left(\frac{t}{l_e} \right) \quad (1.5)$$

onde ε_f é a deformação de fratura t é a espessura da placa e l_e é o comprimento do elemento. EHLERS *et al.* (2008) propuseram uma modificação da equação (1.5), que é:

$$\varepsilon_f = \varepsilon_g + \alpha \left(\frac{t}{l_e} \right) \quad (1.6)$$

onde $\alpha = \varepsilon_m(x_e/T)$. Então, os valores destes parâmetros medidos experimentalmente no casco dos petroleiros colididos foram $\varepsilon_g = 0,1466$ e $\alpha = 0,7985$.

LEHMANN e PESCHMANN (2002) recomendam o uso da razão l_e/t maior do que 5 para elementos de casca e deixam claro que a expressão da deformação de fratura é limitada à análise numérica, não tendo correlação física.

Para encontrar as características mecânicas do aço médio das placas usadas na confecção de modelos reduzidos de embarcações submetidos a impacto, CALLE e ALVES (2013) desenvolveram um procedimento inverso que usa um processo de otimização para calcular os parâmetros do material ajustando a curva carga *versus* deslocamento do modelo de elementos finitos do teste de tração com a obtida no ensaio. Usando uma malha refinada, obtém-se a deformação de fratura de tal forma que a alongação máxima do modelo iguale a experimental. A seguir, usando malhas mais grossas, se determina o efeito do refinamento da malha sobre a deformação de fratura.

EHLERS *et al.* (2008) compararam a deformação de fratura obtida com diversas dimensões de elementos em placas de aço para construção naval usando as formulações de diferentes autores.

Crítérios de fratura baseados no estado de tensão triaxial

É sabido que os critérios de falha baseados na deformação plástica equivalente são pouco precisos quando o estado de tensão deixa de ser tração uniaxial. Procurando evitar esta limitação, foram desenvolvidos critérios baseados não apenas na deformação plástica equivalente, mas também na triaxialidade de tensão.

LEHMANN e YU (1998) apresentaram um critério de fratura que considera a triaxialidade de tensão como um de seus parâmetros. Neste critério, é empregado um índice de ruptura I_R , o qual incorpora uma função da triaxialidade de tensão igual a definida por Lemaitre (1985), usada na formulação para o Modelo da Mecânica do Dano Contínuo:

$$I_R = \varepsilon_v \left[\frac{2}{3}(1 + \nu) + 3(1 - 2\nu) \left(\frac{p}{q} \right)^2 \right]^{(2n+1)} \quad (1.7)$$

onde p/q é a triaxialidade de tensão, p é a tensão hidrostática, q é a tensão equivalente, ν é o coeficiente de Poisson, ε_v é a deformação efetiva máxima e n é o expoente da lei de potência ($\sigma = k\varepsilon^n$).

Um índice de ruptura crítico é determinado com um teste de tração uniaxial e calibrado pela modelagem em elementos finitos deste teste. Nas aplicações se supõe que a ruptura é atingida quando o valor do índice de ruptura em qualquer elemento da malha for igual ou superior ao valor crítico. A grande vantagem deste critério é a sua independência em relação às dimensões do elemento. Este critério foi aplicado à modelagem de um teste de indentação quase estática de um modelo de duplo fundo de navio, mostrando boa concordância com os resultados experimentais.

Este critério também foi usado por BROEKHUIJSEN (2003) para análise numérica de um teste com placa de aço médio de 12 mm de espessura submetida à indentação. Os resultados numéricos também apresentaram boa aderência aos resultados experimentais.

O conhecido critério RTCL foi desenvolvido por TORNQVIST (2003) combinando os critérios de fratura de RICE e TRACEY (1969) e COCKCROFT e LATHAM (1968). Sabendo que alguns estudos demonstravam que o critério Cockcroft – Latham fazia a previsão de fratura para carregamento com baixa triaxialidade e que o de Rice – Tracey funcionava melhor para alta triaxialidade, a ideia de juntar os dois critérios é usar cada um deles na faixa de triaxialidade onde produzem melhores resultados. O critério RTCL é dado por:

$$D_i = \frac{1}{\varepsilon_f} \int f(\eta)_{RTCL} d\bar{\varepsilon}^p \quad (1.8)$$

sendo ε_f a deformação de fratura uniaxial, $\eta = p/q$ é a triaxialidade de tensão, $\bar{\varepsilon}^p$ é a deformação plástica equivalente e D_i é o indicador de dano e quando $D_i = 1$ o estado de dano crítico é atingido. Sendo a função $f(\eta)_{RTCL}$ dada por:

$$f(\eta)_{RTCL} \begin{cases} 0 & \text{para } \eta \leq -0,33 \\ 2 \frac{1 + \eta\sqrt{12 - 27\eta^2}}{3\eta + \sqrt{12 - 27\eta^2}} & \text{para } -0,33 < \eta < 0,33 \\ \frac{1}{1,65} \exp\left(\frac{3}{2}\eta\right) & \text{para } \eta \geq 0,33 \end{cases} \quad (1.9)$$

Para validar o critério RTCL, TORNQVIST (2003) modelou experimentos em grande escala de cenários de acidentes, envolvendo rasgamento e indentações de placas enrijecidas, simulando cenários de encalhamento e colisão lateral de navios, os resultados numéricos foram considerados muito bons quando comparados com os obtidos experimentalmente.

Os critérios de TORNQVIST (2003) ou RTCL, PESCHMANN (2002) e do Germanischer Lloyd (VREDEVELDT e FEENSTRA, 2001) foram comparados por EHLERS et al. (2008) modelando testes em escala grande de 3 diferentes estruturas de costado de navios submetidos a um evento de colisão por uma proa em bulbo.

Para análise de sensibilidade de malha foram usados elementos com dimensões de 25 mm, 50 mm e 100 mm. Ficou evidenciado que nos 3 critérios a força de penetração é altamente influenciada pelo refinamento de malha. Os resultados numéricos comparados com os testes experimentais, apesar de não apresentarem muita regularidade, mostram, de maneira geral, uma aderência razoável.

Critérios de fratura baseados no diagrama limite de conformação

A estricção local em chapas e cascas requer uma combinação crítica de deformações principais maior e menor (ao longo de duas direções perpendiculares), ou seja, depende da relação entre estas duas deformações principais. Este conceito levou ao desenvolvimento da curva conhecida como diagrama limite de conformação (DLC). O DLC é um gráfico da deformação principal maior no início da estricção pelos valores da deformação menor que pode ser suportada. O nível mais baixo de deformação ocorre no estado plano de deformações ou próximo dele, isto é, quando a deformação principal menor é zero. Assim, este diagrama é interpretado por alguns como a fronteira entre a região de fratura e de segurança. A região acima é a de fratura, e abaixo a de segurança.

Nos acidentes de abalroamento de navios e plataformas, cujas estruturas são constituídas por cascas, em geral, são formadas regiões onde se iniciam as estricções locais em tiras estreitas do material as quais se desenvolvem por taxas de deformação bem maiores que as da sua vizinhança. Embora não ocorra a fratura imediatamente, o enfraquecimento é severo e o material chega à fratura rapidamente. Em problemas de estruturas de grandes dimensões, como o caso de navios e plataformas, pode ser vantajoso considerar o início da estricção local como um estado de fratura, ao invés de procurar a fratura após a estricção. Isto pode ser explicado porque a evolução da estricção local exige um refinamento muito grande da região de estricção, inclusive pela alteração significativa do estado de tensões no local. Além disso, simplificarmente o início da estricção pode ser determinado analiticamente, baseado na curva tensão *versus* deformação do material, facilitando a calibração.

O critério BWH, proposto por ALSOS (2008), descreve o limite de conformação analítico no espaço de tensão, portanto não é limitado ao regime de deformação proporcional. Este critério combina a análise de estricção local apresentada por HILL (1952) com o critério de tensão de cisalhamento de BRESSAN e WILLIAMS (1983). Hill assume que a estricção local forma um ângulo ϕ com a tensão principal maior, e que a estricção está submetida à deformação plana. Logo, a orientação da estricção pode ser expressa por:

$$\phi = \tan^{-1} \left(\sqrt{-1/\beta} \right) \quad (1.10)$$

onde β descreve o grau de estiramento biaxial, $\beta = \dot{\epsilon}_2/\dot{\epsilon}_1$ sendo $\dot{\epsilon}_1$ e $\dot{\epsilon}_2$ as taxas das deformações principais, respectivamente. A equação (1.10) apresenta valores racionais, mas apenas para valores negativos de β . É vantajoso estabelecer uma relação direta entre a triaxialidade de tensão η e β . Para a condição de estado plano de tensão isto pode ser escrito como (veja *FIGURA 1.2*):

$$\eta = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{\beta + 1}{\sqrt{\beta^2 + \beta + 1}} \quad (1.11)$$

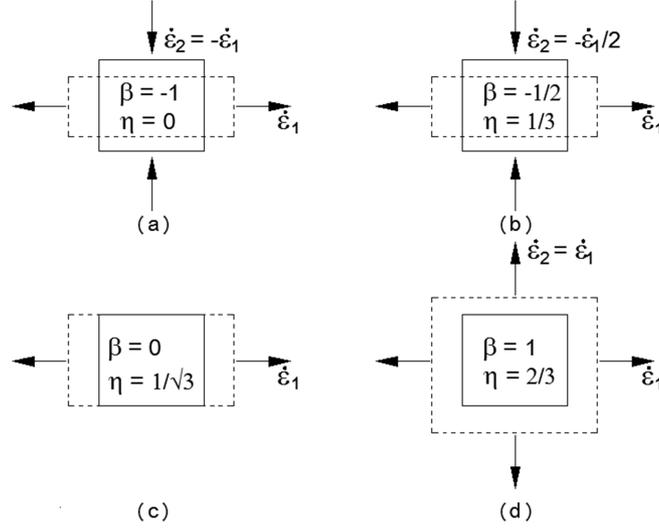


FIGURA 1.2: Estado de deformação em termos de η e β : (a) estado de cisalhamento puro, (b) tração uniaxial, (c) deformação plana, (d) alongamento equi-biaxial.

Supondo que a razão da taxa de tensão $\dot{\sigma}_2/\dot{\sigma}_1$ no ponto de instabilidade seja igual à razão de tensão σ_2/σ_1 , sendo σ_1 e σ_2 as tensões principais maior e menor, respectivamente, a seguinte expressão surge para o critério de Hill:

$$\sigma_1 = \frac{2K}{\sqrt{3}} \frac{1 + \frac{1}{2}\beta}{\sqrt{\beta^2 + \beta + 1}} \left(\frac{2}{\sqrt{3}} \frac{n}{1 + \beta} \sqrt{\beta^2 + \beta + 1} \right)^n \quad (1.12)$$

onde K e n são parâmetros da lei de potência. Como mencionado antes, esta análise só é válida para valores de β negativos, para valores positivos será utilizado o critério de Bressan-Williams. Eles estabelecem que a instabilidade num elemento de casca é iniciada quando a tensão de cisalhamento crítica é atingida numa direção inclinada através da espessura no elemento o qual não sofre mudança no comprimento. Isto fornece a seguinte expressão para a tensão principal maior, e usando também a tensão crítica de cisalhamento coincidente com a de Hill quando $\beta = 0$, obtém-se:

$$\sigma_1 = \frac{2K}{\sqrt{3}} \frac{\left(\frac{2}{\sqrt{3}}n\right)^n}{\sqrt{1 - \left(\frac{\beta}{2+\beta}\right)^2}} \quad (1.13)$$

Assim, ALSOS (2008) estabeleceu que no critério BWH para valores de β negativos ou zero é usado o critério de instabilidade de Hill, dado pela equação (1.12), e

que para os valores positivos usa-se a equação (1.13), correspondente ao critério de Bressan-Williams.

ALSOS *et al.* (2009b) propuseram que os critérios de fratura usassem o teste de tração uniaxial para que fossem melhor calibrados, usando a seguinte expressão para a deformação plástica crítica:

$$\varepsilon_{cr} = n + (\varepsilon_n - n) \frac{t}{l_e} \quad (1.14)$$

sendo n o expoente da lei de potência para a plasticidade e ε_n descreve a deformação na estrição local quando $l_e = t$, e pode ser determinado pela reprodução numérica do teste de tração uniaxial.

A relação (1.14) foi referida por ALSOS *et al.* (2009b) como a lei de escala da fratura e pode ser aplicada diretamente para calibrar o critério RTCL, quando se quer usar malhas mais grossas. Entretanto, os autores chamam a atenção que corrigir o nível da fratura como uma função do tamanho do elemento é perigoso. Não é garantido que o mecanismo local de deformação tenha influência efetiva na fratura. Deve-se aplicar o método, tal como dado pela equação (1.14), com muito cuidado.

No caso do critério BWH, segundo a análise de Hill, a deformação plástica equivalente no início da estrição na tração uniaxial é igual a $2n$. Inserindo este valor na equação (1.14), têm-se:

$$\varepsilon_{cr} = n \left(\frac{t}{l_e} + 1 \right) \quad (1.15)$$

Usando esta expressão no critério BWH, pode-se reescrever as equações (1.12) e (1.13) como dependentes da dimensão do elemento como:

$$\sigma_1 = \begin{cases} \frac{2K}{\sqrt{3}} \frac{1 + \frac{1}{2}\beta}{\sqrt{\beta^2 + \beta + 1}} \left(\frac{1}{\sqrt{3}} \frac{n(\frac{t}{l_e} + 1)}{1 + \beta} \sqrt{\beta^2 + \beta + 1} \right)^n & \text{para } \beta \leq 0 \\ \frac{2K}{\sqrt{3}} \frac{\left(\frac{1}{\sqrt{3}} n(\frac{t}{l_e} + 1)\right)^n}{\sqrt{1 - \left(\frac{\beta}{2+\beta}\right)^2}} & \text{para } \beta > 0 \end{cases} \quad (1.16)$$

Em geral é recomendado usar pequenos elementos tanto quanto possível. Malhas grossas podem ser difíceis de capturar concentrações de deformações e, conseqüentemente, a fratura pode ser introduzida em locais errados. Isto pode dar resultados menos precisos, especialmente se o fator de escala de fratura for aplicado indiscriminadamente.

Um método alternativo de estabelecer a fratura é apresentado por ALSOS *et al.* (2009b). Isto envolve restringir a lei de escala de fratura para aplicar apenas a certos locais. Por exemplo, concentrações de tensões, em geral, aparecem nas interseções estruturais ou em mudanças abruptas da geometria das placas. Por outro lado, nestas regiões freqüentemente têm-se distribuição de deformações mais suaves. Portanto, lei de escala da fratura poderia se restringida apenas aos elementos próximos às interseções estruturais ou nas regiões na ponta da fratura.

ALSOS *et al.* (2009a) realizaram testes em quatro painéis enrijecidos e um sem enrijecedor, com dimensões de 0,72x 1,20 m e espessura de 5 mm, submetidos a um indentador cônico. Nas modelagens numéricas utilizando o método dos elementos finitos, ALSOS *et al.* (2009b) empregaram em todos os testes experimentais malhas de 18 mm, 10 mm e 5mm, para comparar os critérios de fratura BWH e RTCL junto com a sensibilidade de malha. Em todas as simulações, o critério BWH foi considerado fornecer bons resultados. No critério BWH não foi considerado a lei de escala de fratura porque é um critério baseado no início da instabilidade local e não no dano crítico que aparece depois, sendo menos sensível às dimensões do elemento. O critério RTCL foi aplicado usando a lei de escala de fratura em todos os elementos e os seus resultados mostraram-se, em alguns casos, um pouco irregulares, mas em outros forneceram excelentes resultados.

Em simulações em dois dos painéis enrijecidos foram utilizados elementos com dimensões de 40 mm, 24 mm e 15 mm. Aplicando os critérios RTCL e BWH com a lei de escala apenas nos elementos próximos à interseção da placa com os reforços, quando comparados com resultados experimentais, mostraram ser uma alternativa muito promissora para utilização de malhas mais grossas.

Critérios de fratura com modelos variados

O critério de fratura chamado de critério T foi desenvolvido por *SERVIS e SAMUELIDES (2006b)*, que é baseado no emprego de dois termos para o cálculo da fratura do material, um deles corresponde à energia de deformação de dilatação elástica dada por:

$$T_D = \int q d\bar{\epsilon}^e = \frac{1}{6G} q^2 \quad (1.17)$$

e a segunda representa a densidade de energia de deformação de dilatação:

$$T_V = \int \frac{1}{K} p dp = \frac{1}{2K} p^2 \quad (1.18)$$

sendo q a tensão equivalente de von Mises, $d\bar{\epsilon}^e$ é o incremento de deformação elástica, G é o módulo de cisalhamento, K é o módulo de volume e p é a pressão hidrostática. Para determinar $T_{D,0}$ e $T_{V,0}$, ou seus parâmetros na fratura, são necessários testes de tração e torção do material. Este critério foi introduzido no programa comercial de elementos finitos Abaqus e foi validado pela modelagem de testes experimentais em tracionamentos de discos, apresentando boa concordância entre os resultados. Além disso, foi aplicado para simular um teste de penetração em um painel de duplo fundo realizado por *PAIK et al. (1999)*. Devido à limitação dos dados publicados por *Paik et al.* apenas $T_{D,0}$ pode ser obtido, mas ambos os parâmetros foram calibrados para aproximar a carga do teste e a resposta numérica apresentou muito boa aproximação quando comparada à resposta experimental.

PAIK et al. (2007a) propõem um critério que adota a influência da taxa de deformação na deformação de falha do material proposta por *JONES (1989)*, introduzindo a influência da dimensão do elemento nas modelagens de elementos

finitos. Para isto ele estudou três formas de se determinar a curva tensão *versus* deformação verdadeira do material. No modelo I são usados os pontos da curva de engenharia até a tensão máxima, no modelo II os pontos até a tensão de fratura do material. Nestes modelos, as curvas tensão *versus* deformação verdadeira do material são determinadas da forma usual, através das seguintes expressões para o cálculo da tensão e deformação: $\sigma_t = \sigma_e(1 + \varepsilon_e)$ e $\varepsilon_t = \ln(1 + \varepsilon_e)$. Para o modelo III proposto, as deformações são determinadas da mesma forma anterior, mas as tensões são multiplicadas pelo fator $f(\varepsilon_e)$, denominado por PAIK *et al.* (2007a) fator *knock-down* (de redução) que corrige as tensões após a tensão máxima do material. Paik realizou vários testes numéricos com os três modelos de material e empregou o critério de JONES (1989) para determinar a deformação de fratura, usando muitas dimensões de elementos finitos. A conclusão que se chegou foi que para o modelo I a deformação de fratura praticamente não mudou com as dimensões dos elementos e nos modelos II e III a deformação de fratura teve uma forte influência das dimensões dos elementos. Então o critério proposto foi incluir a função de influência da dimensão do elemento na deformação de fratura usando o modelo III na expressão de JONES (1989), que para o aço médio foi obtido como:

$$\varepsilon_f^{dyn} = \xi \left[1 + \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{C} \right)^{1/q} \right]^{-1} \left[4,1 \left(\frac{t}{l_e} \right)^{0,58} \right] \varepsilon_f \quad (1.19)$$

sendo ε_f^{dyn} é a deformação de falha em condições dinâmicas, ξ é a razão entre as energias para a ruptura com carregamentos uniaxiais dinâmico e estático, $\dot{\varepsilon}$ é a taxa de deformação média, C e q são parâmetros de sensibilidade da taxa de deformação, t é a espessura e l_e é a dimensão do elemento e ε_f é a deformação de fratura obtida no teste de tração uniaxial quase estático. Esta proposta foi validada comparando com os testes experimentais que simulam colisões e encalhamento de navios realizados por PAIK (2007b).

Mecânica de dano contínuo (MDC)

No modelo de fratura MDC, nas relações constitutivas do material são introduzidas novas variáveis internas relacionadas ao dano produzido pelo campo de tensões. Para

cada passo do carregamento aplicado, o dano acumulado em cada elemento é determinado.

STORHEIM *et al.* (2015) propõem um modelo de fratura para elementos de casca baseado no critério de instabilidade local BWH, dado pelas equações (1.12) e (1.13), com o acoplamento de um modelo de dano após a estricção incipiente. O critério BWH dá uma estimativa da estricção incipiente e após a estricção iniciar o modelo de dano, que depende da dimensão da malha, é ativado para proceder ao amolecimento do material no elemento até a fratura, supondo uma estricção virtual local no interior do elemento.

A degradação por dano (D) é introduzida no elemento como função da razão do comprimento pela espessura, sendo seu valor zero para uma seção do elemento de casca sem dano e igual a um para uma seção completamente danificada. A variável dano não representa o dano no material, mas a redução da capacidade da seção do elemento de casca devido ao afinamento desenvolvido pela estricção. O dano é inserido nas relações constitutivas do modelo elasto-plástico substituindo a tensão σ pela tensão efetiva $\bar{\sigma}$.

Considere um elemento submetido a um alongamento proporcional, e contendo uma estricção incipiente, tal que no início da estricção $b_0 = h_0 = t_0$, sendo b_0 a largura e h_0 espessura da estricção, t_0 a espessura e l_0 o comprimento característico do elemento. Usando a definição da variável dano e a análise de Hill para iniciação da estricção local se chega à regra de dano final dada por:

$$1 - D = \begin{cases} \frac{\exp((1 + \beta)\Delta\varepsilon_1)}{1 + \frac{l_0}{t_0} [\exp((1 + \beta)\Delta\varepsilon_1) - 1]} & \text{para } -1 < \beta \leq 0 \\ \frac{\exp(\Delta\varepsilon_1)}{1 + \frac{l_0}{t_0} [\exp(\Delta\varepsilon_1) - 1]} & \text{para } 0 \leq \beta \leq 1 \end{cases} \quad (1.20)$$

onde β é a razão das taxas de deformação de Hill e $\Delta\varepsilon_1$ é o incremento da deformação principal maior.

A regra de dano resultante (1.20) é em essência a atenuação da dependência da malha da resposta pós-estricção no elemento, assim reduzindo a sensibilidade do material em relação à malha para elementos maiores que a largura da estricção local.

A erosão, isto é, a fratura de um elemento com estrição virtual, é suposta ser controlada pela deformação total na espessura $\tilde{\varepsilon}_3$, a qual pode ser expressa pela deformação na estrição incipiente ε_3^0 e o incremento na deformação no início da estrição $\Delta\tilde{\varepsilon}_3$.

$$\varepsilon_3 = \varepsilon_3^0 + \Delta\tilde{\varepsilon}_3 = \varepsilon_3^0 + \Delta\varepsilon_3 + \ln(1 - D) , \quad l_0 \geq t_0 \quad (1.21)$$

Como uma regra pragmática, a estrição virtual local em deformação plana é suposta evoluir com o dano até que a deformação na espessura seja incrementada por uma dada porcentagem ξ da estrição incipiente. A mesma porcentagem é suposta para todas as deformações menores negativas. Para deformações menores positivas, a mudança admissível na deformação na espessura é reduzida linearmente pela razão β até a deformação equi-biaxial. O critério de erosão é:

$$\tilde{\varepsilon}_{3,max} = \begin{cases} \varepsilon_3^0(1 + \xi) & \text{para } -1 \leq \beta \leq 0 \\ \varepsilon_3^0(1 + \xi(1 - \psi\beta)) & \text{para } 0 < \beta < 1 \end{cases} \quad (1.22)$$

O parâmetro ξ fisicamente representa uma medida do comprimento da região dúctil com o amolecimento após a estrição incipiente antes da fratura. Na falta de dados ele pode ser assumido igual a 1 (um). O parâmetro ψ pode ser calibrado pelo teste equi-biaxial, em todos os exemplos do artigo tomaram-se $\psi = 0,9$.

O elemento é erodido, ou seja, fratura quando a deformação na direção da espessura no ponto de integração na metade da espessura atinge o valor crítico.

O modelo proposto foi avaliado com estruturas de grandes dimensões em simulações de impacto usando vários resultados experimentais publicados, são eles:

- Testes de formabilidade de aço de construção naval com variação da triaxialidade, BROCKUIJSEN (2003).

- Teste de indentação em painéis enrijecidos e não enrijecidos, ALSOS e AMDAHL (2009a).

- Teste em estrutura de duplo fundo, TAVTZ *et al.* (2013).

- Teste de indentação em escala real na estrutura de costado, PESCHMANN (2002).

A conclusão é que o critério proposto forneceu boa concordância com os resultados experimentais, tanto nos testes de material como nos experimentos de indentação, para variadas escalas e configurações estruturais com malhas grossas de elementos de casca. A dependência da malha é efetivamente reduzida usando a regra proposta para atenuação do efeito da malha, e também garante resultados conservativos para o navio agredido, isto é, a resistência não é significativamente superestimada.

A conclusão deste estudo de revisão é que os critérios baseados na deformação plástica equivalente máxima são os mais utilizados na modelagem de colisão de navios devido a simplicidade das suas formulações e da facilidade de suas calibrações. Entretanto, alguns estudos apontam para os seus fracos desempenhos para representar aspectos importantes relacionados à colisão de navios. Também é apontado que os critérios de fratura baseados no diagrama limite de conformação (forming limit diagram), como o BWH (Alsos, 2008), e na energia de deformação (strain energy), apresentam vantagens, assim como, desvantagens em relações aos anteriores, quando aplicados na modelagem de colisão de navios. Os critérios RTCL (Törnqvist, 2003) e os baseados na deformação plástica equivalente, em geral, apresentam melhores resultados.

Apesar de STORHEIM *et al.* (2015) terem citado o uso da MDC, a pesquisa à literatura realizada nesta tese, não encontrou estudos de aplicação da MDC modelo de LEMAITRE (1985) em problemas de abaloamento de embarcações. Neste modelo de fratura, o dano produzido pelo campo de tensões em cada passo do carregamento é acumulado em cada elemento, e admite-se a fratura do elemento quando um valor crítico do dano é atingido. Como neste critério a evolução do dano se dá com o desenvolvimento do carregamento, e as variáveis vinculadas ao dano são intrínsecas à formulação do material, a precisão das predições do local e instante do início da fratura são mais estáveis com relação as dimensões dos elementos.

1.4 Objetivo da tese

O objetivo principal do presente trabalho é propor um novo critério de fratura do material baseado na Mecânica do Dano Contínuo do modelo de LEMAITRE (1985),

que se dará pela substituição do denominador de dano constante proposto por Lemaitre por uma função denominador de dano, que depende da história do carregamento.

Para isto, é necessário o desenvolvimento e implementação de algoritmos numéricos relacionados ao acoplamento da lei de evolução do dano nas relações constitutivas referentes aos elementos de casca e sólido no programa computacional de elementos finitos explícito LS-DYNA. Esta implementação é possível através das sub-rotinas UMAT'S integrado ao programa LS-DYNA, onde o usuário pode fornecer seu próprio modelo de material. O modelo constitutivo do material é baseado na teoria de fluxo J2, com encruamento isotrópico e aplicando o algoritmo de retorno radial. Os algoritmos são escritos na linguagem de programação FORTRAN.

Para utilizar o modelo de dano proposto é desenvolvido um procedimento para obtenção da curva do material de tensão *versus* deformação, onde se considera o dano no material durante a simulação numérica do ensaio de tração uniaxial. Com este procedimento se determina o valor do dano crítico do material, que será empregado como critério de falha e, também se calibra o parâmetro da função denominador de dano, o qual define a lei de evolução do dano no material.

Para a validação do modelo proposto foram realizadas comparações numéricas e experimentais empregando ensaios, obtidos na literatura, utilizando 3 tipos de estruturas. Finalmente, é proposta uma metodologia para simular um caso de colisão de navios, utilizando o modelo proposto, para avaliação da fratura do material e a consequente resistência ao impacto das estruturas, com a determinação das avarias ocorridas. O modelo de análise de colisão desenvolvido propõe a redução das partes estruturais de ambos os navios, considerando-se apenas as regiões próximas ao contato, mas levando-se em conta as massas totais do navio agressor e do navio agredido e de forma simplificada os principais efeitos hidrodinâmicos. Desta forma, obtém-se um modelo realístico que poderá fornecer resultados mais confiáveis e com custo computacional equivalente a de outros critérios de fratura.

1.5 Descrição dos capítulos

A tese, conforme apresentado, tem cinco capítulos, como se segue:

- No capítulo 1 apresentam-se as argumentações que justificam as motivações para o desenvolvimento desta tese. É feita a revisão dos modelos de fratura dando ênfase aos critérios de fratura aplicados ao abalroamento de navios e plataformas. Também são descritos os objetivos da tese.
- No capítulo 2 é apresentada a teoria da Mecânica do Dano Contínuo modelo de Lemaitre. São relatadas as propostas de modificação do modelo de Lemaitre para produzir novos modelos. Expõe-se a motivação fenomenológica para a alteração do modelo de Lemaitre, desenvolvendo-se um novo modelo. Finalmente, é explicada a implementação numérica do modelo.
- No capítulo 3 o modelo é aplicado a testes experimentais simples existentes na literatura para ajudar a esclarecer detalhes importantes na utilização do modelo e para mostrar a precisão das predições, tanto do local como do momento (valor do deslocamento ou da carga aplicada) do início da fratura.
- No capítulo 4 é apresentado um modelo numérico para simulação de colisão de navios em escala real, visando resultados realísticos da resposta estrutural. Os resultados do modelo de dano proposto são comparados com os das análises numéricas usando os critérios RTCL e BWH.
- No capítulo 5 são apresentadas as conclusões do trabalho de tese e sugestões para trabalhos futuros.

CAPÍTULO 2

2. MECÂNICA DO DANO CONTÍNUO: MODELO DE LEMAITRE

2.1 Introdução à mecânica do dano

Podemos dizer que um material está em seu estado virgem ou intacto quando não contém qualquer tipo de trinca ou cavidade em escala microscópica. O estado inicial de um material não pode ser objetivamente definido, em geral é tomado como o do início conhecido da história de carregamento. O estado final de dano é a fratura, ou seja, quando é gerada uma trinca de dimensão macroscópica. A teoria de dano, portanto, procura descrever a evolução do fenômeno entre o estado virgem e a iniciação da trinca macroscópica para materiais submetidos a quaisquer carregamentos. No caso de colisão e encalhamento de navios e plataformas, o mecanismo de dano mais evidenciado é o denominado “dano plástico dúctil”, o qual está associado a grandes deformações plásticas do material. Apesar disso, deve ficar claro que o fenômeno que caracteriza o dano é a ruptura irreversível de limites atômicos, enquanto a deformação elástica se manifesta por variações reversíveis dos espaços interatômicos, e as deformações permanentes pelo movimento e acúmulo de deslocação (deslocamento de discordâncias).

Na mecânica do dano, a escolha da natureza do modelo de evolução é que possibilita representar os diferentes fenômenos e os mecanismos de acúmulo ou de interação entre eles. Conhecendo a história de tensões e deformações para um dado elemento de volume representativo de uma estrutura, as leis de dano devem fornecer a evolução do dano no elemento até o ponto de iniciação de trinca macroscópica. Portanto, deve-se esperar que para descrever a degradação interna de sólidos com formulação baseada na teoria da mecânica do contínuo, novas variáveis intrinsecamente ligadas ao processo de dano devem ser introduzidas adicionalmente àquelas já existentes para descrição das deformações.

De forma geral, um modelo de Mecânica do Dano Contínuo (MDC) se refere a qualquer modelo constitutivo o qual define variáveis especiais representando, direta ou indiretamente, a densidade e/ou a distribuição de defeitos microscópicos que caracterizam o dano (SOUZA NETO *et al.* (2008)).

O primeiro trabalho relacionado à mecânica de dano contínuo foi realizado por KACHANOV (1958), que introduziu uma variável escalar interna " φ " ao modelo de falha por fluência de metais submetidos à carga axial, mas sem especificar um significado físico para esta variável.

LEMAITRE (1985) define a variável dano considerando um sólido com o material danificado, do qual se isola um elemento de volume com uma das faces definida pela normal \mathbf{n} . Denominando como A a área total da seção desta face e A_0 a área efetiva resistente do material na mesma seção, ou seja, a área total menos a área das microtrincas e cavidades, o dano associado à normal \mathbf{n} é definido como:

$$D_n = 1 - A_0/A \quad (2.1)$$

Evidentemente, se $D_n = 0$ o material é virgem, se $D_n = 1$ o material perdeu a capacidade de carga e $0 < D_n < 1$ caracteriza um estado de dano.

No caso geral, quando a distribuição das microtrincas e cavidades tendem a ser orientadas, o dano D_n é uma função de \mathbf{n} . Quando as microtrincas e cavidades são igualmente distribuídas em todas as direções o estudo se restringe ao chamado dano isotrópico, e como neste caso D_n não depende de \mathbf{n} , o dano será dado por um escalar D .

Estabelecendo que \mathbf{T} é o vetor tensão determinado da forma usual como $\mathbf{T} = \lim_{\Delta A \rightarrow 0} \frac{\Delta p}{\Delta A}$, sendo Δp a força atuando sobre a superfície ΔA , isto leva ao tensor de tensão de Cauchy $\boldsymbol{\sigma}$ ($\boldsymbol{\sigma}\mathbf{n} = \mathbf{T}$). Como a área $A_0 = A(1 - D)$ é que efetivamente resiste à carga, a tensão efetiva pode ser definida como:

$$\bar{\mathbf{T}} = \mathbf{T}/(1 - D) \quad (2.2)$$

Então, o tensor de tensão efetivo ($\bar{\boldsymbol{\sigma}}\mathbf{n} = \bar{\mathbf{T}}$), também pode ser escrito como

$$\bar{\boldsymbol{\sigma}} = \boldsymbol{\sigma}/(1 - D) \quad (2.3)$$

Aqui está se supondo que tanto em tração como em compressão os efeitos mecânicos sobre o dano são idênticos, o que na prática não acontece, assim isto limita a aplicabilidade das definições acima aos casos em que a compressão seja pequena.

A hipótese de equivalência de deformação admite que o comportamento da deformação do material danificado seja representado pelas leis constitutivas do material virgem com a tensão substituída pela tensão efetiva (LEMAITRE, 1985). Por exemplo, no caso linear elástico unidimensional:

$$\bar{\varepsilon} = \bar{\sigma}/E = \sigma/(1-D)E = \sigma/E_0 \quad (2.4)$$

sendo $\bar{\varepsilon}$ a deformação elástica equivalente, E_0 o módulo de Young do material danificado e E o módulo de Young do material virgem.

A partir destes desenvolvimentos iniciais, vários autores ampliaram o conceito da variável dano interno e demonstraram que a MDC é uma ferramenta robusta para descrever o estado de deterioração interna do material em estruturas submetidas aos mais diferentes tipos de carregamento.

Quando a deterioração do material, isto é, a variável de dano interno, é definida pela média de defeitos microscópicos, o modelo da MDC é dito micromecânico. A necessidade de uma grande quantidade de informação, as dificuldades na identificação do estado de dano e as incertezas no estabelecimento das leis de evolução, impedem a aplicação dos modelos micromecânicos da MDC em problemas práticos de engenharia.

Os estudos da MDC nas mais diversas áreas apresentam como variáveis para medição do dano interno grandezas físicas do material além da redução de área resistente, como, perda de rigidez, variação da velocidade de propagação de ondas ultrassônicas, variação da densidade, variação da resistência elétrica, entre outras. Como identificado por LEMAITRE e CHABOCHE (1990), a presença de danos internos na forma de cavidades microscópicas pode afetar fortemente as propriedades mecânicas globais, com modificações nas propriedades elásticas, plásticas ou visco-plásticas que são mais fáceis de serem determinadas e mais aplicáveis aos casos de análise de estruturas. As teorias de MDC nas quais as variáveis de dano são baseadas nas modificações de propriedades físicas do material são identificadas como modelos fenomenológicos da MDC. A facilidade no tratamento analítico, experimental e computacional do modelo fenomenológico é reconhecida compensar a perda de informação microscópica.

2.2 Caracterização do estado de tensão

O mecanismo de ruptura que governa a falha depende do estado de tensão que surge devido ao carregamento. Para desenvolver modelos e ferramentas computacionais para determinar a falha dúctil é de importância fundamental entender os mecanismos que levam à falha e caracterizar o estado de tensões envolvido.

A fratura dúctil de barras cilíndricas em tração é usualmente precedida por uma redução localizada do diâmetro, chamada de estricção. A formação da estricção introduz um estado triaxial de tensão na região, com uma componente de tensão hidrostática maior no centro da estricção. Pequenos vazios (cavidades) se formam e submetidos à continuada deformação estes vazios crescem e coalescem, formando uma trinca central.

Os modelos de plasticidade e de fratura, em geral, são formulados tomando como parâmetros a tensão hidrostática p , a tensão equivalente de von Mises q e o parâmetro elasto-plástico r :

$$p = \frac{1}{3}I_1 = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad (2.5)$$

$$q = \sqrt{\frac{3}{2}\mathbf{S}:\mathbf{S}} = \sqrt{3J_2} = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad (2.6)$$

$$r = \left[\frac{27}{2}\det\mathbf{S}\right]^{1/3} = \left[\frac{27}{2}J_3\right]^{1/3} = \left[\frac{27}{2}(\sigma_1 - p)(\sigma_2 - p)(\sigma_3 - p)\right]^{1/3} \quad (2.7)$$

onde I_1 é o primeiro invariante do tensor de tensões, σ_1, σ_2 e σ_3 são as tensões principais, \mathbf{S} é o tensor de tensão desviador ($\mathbf{S} = \boldsymbol{\sigma} - p\mathbf{I}$), \mathbf{I} representa o tensor identidade e J_2 e J_3 o segundo e o terceiro invariantes do tensor de tensões desviador, respectivamente.

McCLINTOCK *et al.* (1966) adotaram um vazio de forma cilíndrica no material e estudaram o crescimento do volume (dilatação) deste vazio. RICE e TRACEY (1969) estudaram o crescimento e mudança de forma de um vazio esférico com o material sujeito à carga axial. Foi observado que o aumento de volume teria mais influência na falha do que a mudança de forma do vazio, e escreveram a deformação de falha como função da razão entre a tensão hidrostática (p) e a tensão equivalente de von Mises (q),

chamada de fator de triaxialidade de tensão ($\eta = p/q$). Posteriormente, vários autores confirmaram que a falha depende muito da triaxialidade de tensão, como HANCOCK e MACKENZIE (1976); MACKENZIE *et al.* (1977); JOHNSON e COOK (1985); BAO (2003), entre outros.

Nos casos onde o carregamento dominante é a tração, o mecanismo de falha é a coalescência de vazios, onde os altos níveis de deformação plástica promovem a nucleação de vazios devido a inclusões e a partículas de segunda fase (óxidos), crescimento destes vazios e decoesão (quebra) das interfaces entre vazios, esta situação é identificada pelos altos valores da triaxialidade de tensões. Entretanto, se o corpo de prova é submetido, por exemplo, à torção, o estado de tensão é dominado pelo cisalhamento e as características da falha diferem consideravelmente do caso anterior. O modo de falha agora é a ruptura dúctil de cisalhamento, caracterizado por pequenos vazios alongados, orientados na direção das bandas de cisalhamento. Este modo de falha se dá pelo cisalhamento interno entre vazios, o que é evidenciado pelos baixos valores da triaxialidade de tensão. Para o estado de tensões de compressão o fator de triaxialidade de tensão é negativo.

Na Figura 2.1 é mostrada a curva deformação de fratura ($\bar{\epsilon}_f$) pela triaxialidade de tensão (η), adaptada do artigo apresentado por BAI e WIERZBICKI (2010). Os pontos destacados na Figura 2.1 representam os resultados que seriam obtidos em ensaios experimentais com corpos de prova, cujos formatos são desenhados próximos a cada um dos pontos. Na Tabela 2.1 são dadas as especificações (denominações) destes corpos de prova, junto com o tipo de carregamento que deve ser aplicado para produzir a triaxialidade de tensões correspondente à mostrada na *Figura 2.1*.

Na literatura a curva deformação equivalente *versus* triaxialidade foi ajustada a pontos gerados usando resultados experimentais para alguns materiais, como o aço TRIP690 e liga alumínio 2024-T351 (BAI e WIERZBICKI, 2010), liga alumínio 2024-T351 (BAO, 2003), aço A710 (BAI, 2007), entre outros materiais. Nestes trabalhos todas as curvas geradas tenderam a apresentar um formato semelhante ao mostrado na Figura 2.1, evidentemente, nos trechos de valores de triaxialidade para os quais foram testados.

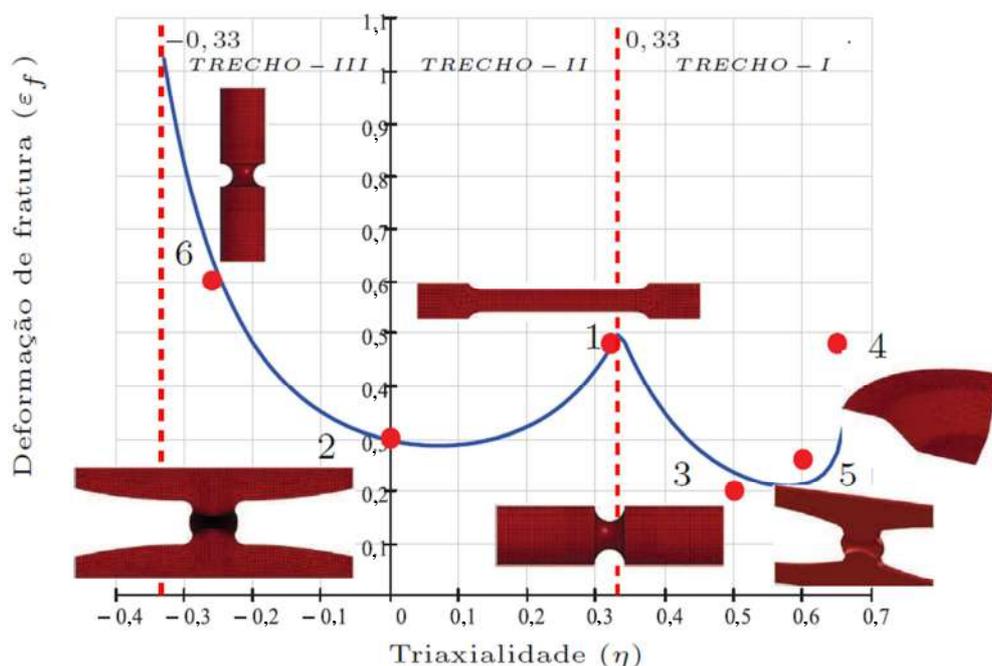


Figura 2.1: Curva de deformação equivalente de fratura (ϵ_f) pela triaxialidade (η), adaptado de BAI e WIERZBICKI (2010).

Na *Figura 2.1* o Trecho I ($\eta > 1/3$), chamado de alta triaxialidade, corresponde à tração, no Trecho II ($0 \leq \eta \leq 1/3$), chamado de baixa triaxialidade, têm-se tração e cisalhamento e no Trecho III ($\eta < 0$), onde a triaxialidade é negativa, observa-se a compressão.

Tabela 2.1: Denominação do corpo de prova da *Figura 2.1* e carregamento

Número	Especificação	Carregamento
1	Osso de cão plano	Tração
2	Borboleta (0°)	Cisalhamento puro
3	Espécime plano com entalhe	Tração
4	Espécime em forma de disco	Tração equi-biaxial
5	Borboleta ($+90^\circ$)	Tração
6	Cilíndrico com entalhe	Compressão

Observa-se na tabela 2.1, que os ensaios do material números 2 e 5 se diferenciam no ângulo de aplicação do carregamento no espécime tipo borboleta.

Como indicado pelas observações experimentais de BAO e WIERZBICKI (2004 a, b) e BAI e WIERZBICKI (2008), existe uma transição que ocorre entre a fratura dominada pelo cisalhamento e a fratura devido à formação de vazios que não fica bem definida apenas pelo fator de triaxialidade, havendo a necessidade de se considerar um novo parâmetro para a identificação do tipo de fratura. Baseado em resultados

experimentais, WIERZBICKI *et al.* (2005) estabeleceram uma expressão em função da triaxialidade de tensão e do ângulo de Lode (LODE, 1925) para a chamada superfície de deformação de fratura equivalente. Existem vários trabalhos científicos que estudam a influência do ângulo de Lode (θ) para diferentes modelos de fratura e plasticidade, entre eles: XUE (2007), BAI (2008), BAI *et al.* (2007), LEE (2005).

Também foi mostrado por vários trabalhos experimentais que a sensibilidade da deformação de fratura em relação ao fator de triaxialidade e ângulo de Lode é diferente para materiais diferentes. Como mostrado por BAI (2007), na *Figura 2.2* é traçada a superfície de deformação plástica equivalente de fratura para o aço 1045 e o aço DH-36, em função da triaxialidade de tensão (η) e do parâmetro de Lode (ξ). Percebe-se que a falha do aço 1045 é fortemente influenciada tanto pela triaxialidade quanto pelo parâmetro de Lode. Por outro lado, para o aço DH-36 observa-se que a superfície de fratura é pouco influenciada pelo parâmetro de Lode.

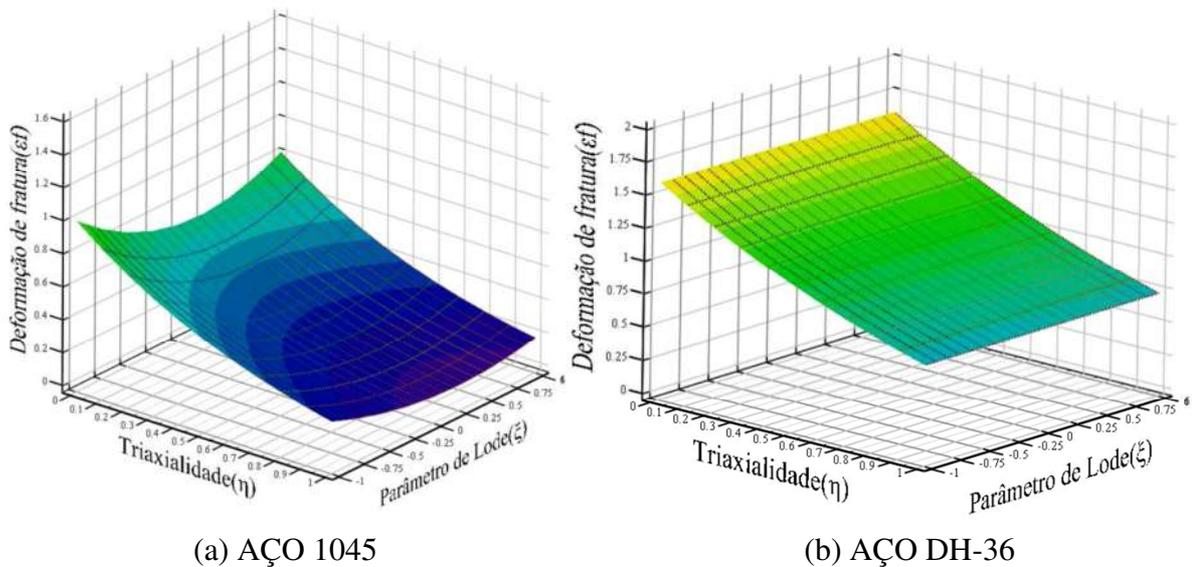


Figura 2.2: Superfícies de deformação de fratura para os aços 1045 e DH-36, adaptado de BAI (2007).

No ANEXO A é mostrado todo o desenvolvimento para a conceituação do ângulo de Lode que está relacionado ao terceiro invariante do tensor desviador (J_3) por meio do parâmetro elasto-plástico (r). A forma normalizada do terceiro invariante do tensor desviador, chamado parâmetro de Lode ξ , pode ser escrita como:

$$\xi = \cos(3\theta) = \left(\frac{r}{q}\right)^3 = \frac{27}{2} \frac{\det \mathbf{S}}{q^3} \quad (2.8)$$

onde θ é o ângulo de Lode, \mathbf{S} é o tensor de tensão desviador, q é a tensão equivalente de von Mises, e como $-30^\circ \leq \theta \leq 30^\circ$, então, $-1 \leq \xi \leq 1$.

Invertendo (2.8) pode-se escrever:

$$\theta = \frac{1}{3} \arccos \xi \quad (2.9)$$

Foi mostrado por WIERZBICKI e XUE (2005), que para o caso de estado plano de tensão ($\sigma_3 = 0$) e fazendo manipulações matemáticas, pode-se relacionar o parâmetro de Lode (ξ) e a triaxialidade de tensão (η), como:

$$\xi = -\frac{27}{2} \eta \left[\eta^2 - \frac{1}{3} \right] \quad (2.10)$$

2.3 Modelo Constitutivo

Como já mencionado, devido à robustez e consistência da formulação da mecânica do dano contínuo (MDC) de LEMAITRE (1985), nesta tese o critério de falha do material utilizado nas simulações de abalroamento de navios e plataformas é baseado neste modelo, com modificações adotadas em sua formulação que serão apresentadas neste capítulo. A seguir será apresentado um breve resumo do modelo de dano dúctil com encruamento e dano isotrópico, LEMAITRE (1985,1996).

Para a modelagem eficiente do comportamento de diferentes materiais a termodinâmica dos processos irreversíveis pode ser empregada com sucesso. A hipótese básica desta formulação é que em qualquer instante do processo o estado termodinâmico pode ser conhecido por meio de um número finito de variáveis, chamadas de variáveis de estado. As variáveis de estado observáveis devem ser relacionadas às variáveis internas através de leis de estado ou potencial termodinâmico. Além disso, deve-se definir um potencial de dissipação do qual se deduz as leis de evolução das variáveis de estado através de mecanismos dissipativos. Existem várias possibilidades para estas definições, a opção escolhida deve atender o objetivo de aplicação do modelo e estar em conformidade com comprovações experimentais (SOUZA NETO *et al.*, 2008).

2.3.1 Potencial termodinâmico

LEMAITRE (1985) define as variáveis observáveis e internas, segundo os mecanismos físicos de deformação e de degradação do material para dano isotrópico, como mostrado na *Tabela 2.2*.

Tabela 2.2: Variáveis de estado e associadas

Mecanismo	Tipo	Variáveis de estado		Variáveis associadas
		Observável	Internas	
Elasticidade	Tensorial	$\boldsymbol{\varepsilon}^e$		$\boldsymbol{\sigma}$
Plasticidade	Tensorial		$\boldsymbol{\varepsilon}^p$	$-\boldsymbol{\sigma}$
Encruamento isotrópico	Escalar		r	R
Encruamento cinemático	Tensorial		$\boldsymbol{\beta}$	X
Dano	Escalar		D	Y

Onde $\boldsymbol{\varepsilon}^e$ e $\boldsymbol{\varepsilon}^p$ respectivamente representam os tensores de deformação elástica e plástica, r e $\boldsymbol{\beta}$ são respectivamente variáveis internas relacionadas aos endurecimentos isotrópico e cinemático, D é uma variável interna relacionada ao dano isotrópico, $\boldsymbol{\sigma}$ é o tensor de tensão de Cauchy, R , X e Y são respectivamente as forças termodinâmicas associadas ao endurecimento isotrópico, encruamento cinemático e dano.

Neste caso, a energia livre específica de Helmholtz(ψ) pode ser tomada como o potencial termodinâmico, definido como uma função de todas as variáveis de estado internas e observáveis. Tendo em vista resultados experimentais qualitativos (LEMAITRE, 2005), a energia livre pode ser dada pela soma da contribuição do potencial elasticidade-dano (ψ^{ed}) e de plasticidade (ψ^p) (LEMAITRE, 1985 e LEMAITRE e CHABOCHE, 1990), expresso por:

$$\psi(\boldsymbol{\varepsilon}^e, r, \boldsymbol{\beta}, D) = \psi^{ed}(\boldsymbol{\varepsilon}^e, D) + \psi^p(r, \boldsymbol{\beta}) \quad (2.11)$$

Para se obter a elasticidade acoplada com o dano por meio da tensão efetiva, na presente teoria, o potencial elasticidade-dano é postulado como:

$$\rho\psi^{ed}(\boldsymbol{\varepsilon}^e, D) = \frac{1}{2} \boldsymbol{\varepsilon}^e : (1 - D) \mathbf{D}^e : \boldsymbol{\varepsilon}^e \quad (2.12)$$

onde a notação $(:)$ representa o produto interno entre dois tensores, ρ a densidade e \mathbf{D}^e é o tensor de elasticidade isotrópico padrão.

A lei de elasticidade do material danificado pode ser escrita como:

$$\boldsymbol{\sigma} = \rho \frac{\partial \psi^{ed}}{\partial \boldsymbol{\varepsilon}^e} = (1 - D) \mathbf{D}^e : \boldsymbol{\varepsilon}^e \quad (2.13)$$

Assim, podemos escrever que:

$$\bar{\boldsymbol{\sigma}} = \mathbf{D}^e : \boldsymbol{\varepsilon}^e \quad (2.14)$$

onde, $\bar{\boldsymbol{\sigma}}$ é o tensor de tensão efetiva que generaliza a tensão efetiva uniaxial.

A força termodinâmica Y associada à variável interna dano D , também deriva do potencial de dano e pode ser definida por:

$$Y = \rho \frac{\partial \psi^{ed}}{\partial D} = -\frac{1}{2} \boldsymbol{\varepsilon}^e : \mathbf{D}^e : \boldsymbol{\varepsilon}^e \quad (2.15)$$

Usando nesta expressão as relações tensão-deformação elásticas para colocá-la em função das tensões, obtém-se:

$$-Y = \frac{1}{2(1 - D)^2} \boldsymbol{\sigma} : [\mathbf{D}^e]^{-1} : \boldsymbol{\sigma} \quad (2.16)$$

Após algumas manipulações matemáticas (LEMAITRE e CHABOCHE, 1990), tem-se:

$$-Y = \frac{q^2}{2E(1 - D)^2} \left[\frac{2}{3}(1 + \nu) + 3(1 - 2\nu) \left(\frac{p}{q} \right)^2 \right] \quad (2.17)$$

sendo, ν o coeficiente de Poisson e a razão $\eta = p/q$ é a triaxialidade de tensão.

Estabelecendo a função da triaxialidade

$$f(\eta) = \frac{2}{3}(1 + \nu) + 3(1 - 2\nu)(\eta)^2 \quad (2.18)$$

a equação (2.17) pode ser reescrita como:

$$-Y = \frac{q^2}{2E(1-D)^2} f(\eta) \quad (2.19)$$

Definindo a variação da energia de deformação elástica dW_e para uma tensão constante, como

$$dW_e = \boldsymbol{\sigma} : d\boldsymbol{\varepsilon}^e \quad (2.20)$$

e, substituindo $d\boldsymbol{\varepsilon}^e$ pelo seu valor da lei de elasticidade do material com dano, isto é:

$$d\boldsymbol{\varepsilon}^e = \boldsymbol{\varepsilon}^e \frac{dD}{1-D} \quad (2.21)$$

pode ser mostrado que $-Y$ é a metade da variação de W_e devido a um acréscimo infinitesimal do dano para uma tensão constante, ou seja:

$$-Y = \left. \frac{1}{2} \frac{dW_e}{dD} \right]_{\sigma=const.} \quad (2.22)$$

Assim, a expressão acima estabelece que $-Y$ também pode ser identificado como a taxa de energia de deformação liberada pelo dano (LEMAITRE, 1985).

A contribuição do potencial de plasticidade $\psi^p(r, \boldsymbol{\beta})$ para a energia livre pode ser considerada como a soma de uma parcela relacionada ao encruamento isotrópico $\psi^I(r)$ e outra devido ao encruamento cinemático $(a\boldsymbol{\beta}:\boldsymbol{\beta})/2$ (SOUZA NETO *et al.*, 2008). Assim, a força termodinâmica associada ao encruamento isotrópico é definida, como:

$$R = \rho \frac{\partial \psi^p(r, \boldsymbol{\beta})}{\partial r} = \frac{\partial \psi^I(r)}{\partial r} = R(r) \quad (2.23)$$

A força termodinâmica associada ao encruamento cinemático é dada por:

$$\mathbf{X} = \rho \frac{\partial \psi^p(r, \boldsymbol{\beta})}{\partial \boldsymbol{\beta}} = a\boldsymbol{\beta} \quad (2.24)$$

onde, a é uma constante do material.

2.3.2 Potencial de dissipação

Para as dissipações mecânicas intrínsecas, a segunda lei da termodinâmica impõe que ela seja positiva, considerando o encruamento isotrópico e dano (neste trabalho não é considerado encruamento cinemático), pode-se escrever:

$$\sigma : \dot{\epsilon}^P - R\dot{r} - Y\dot{D} \geq 0 \quad (2.25)$$

Como o processo de dissipação plástica e de dano podem ser independentes, então devemos ter separadamente:

$$\sigma : \dot{\epsilon}^P - R\dot{r} \geq 0 \quad (2.26)$$

e

$$-Y\dot{D} \geq 0 \quad (2.27)$$

Como $-Y$ tem uma forma quadrática deduzida anteriormente, é positiva, então \dot{D} também deve ser positivo, significando que a variável dano só leva em consideração a degradação progressiva, não sendo possível qualquer recuperação de energia (MALCHER, 2011).

Para deduzir as equações constitutivas que possibilitem a determinação das variáveis dissipativas, é suposto um potencial de dissipação único (SOUZA NETO *et al.*, 2008), dado pela soma do potencial plástico Φ e potencial de dissipação do dano F_D , isto é:

$$\varphi = \Phi + F_D \quad (2.28)$$

sendo,

$$\Phi = \frac{q}{(1-D)} - (\sigma_0 + R(r)) \quad (2.29)$$

onde q é a tensão equivalente de von Mises, σ_0 é o valor inicial da tensão de escoamento uniaxial e $R(r)$ é a variável associada ao encruamento isotrópico.

O potencial de dano adotado por LEMAITRE (1985, 1996), LEMAITRE e CHABOCHE (1990) e LEMAITRE e DESMORAT (2005), é da forma:

$$F_D = \frac{S}{(1-D)(s_0+1)} \left(\frac{-Y}{S} \right)^{s_0+1} \quad (2.30)$$

sendo S e s_0 constantes do material. O parâmetro S é chamado de denominador de dano.

Aplicando o método geral, temos:

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^P = \dot{\gamma} \frac{\partial \Phi}{\partial \boldsymbol{\sigma}} = \dot{\gamma} \mathbf{N} \quad (2.31)$$

sendo $\dot{\gamma}$ o multiplicador plástico e \mathbf{N} o chamado vetor fluxo dado por:

$$\mathbf{N} = \sqrt{\frac{3}{2}} \frac{\mathbf{S}}{\|\mathbf{S}\|} \frac{1}{(1-D)} \quad (2.32)$$

Assim, usando (2.31) e (2.32), a taxa de evolução da deformação plástica pode ser expressa como:

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^P = \frac{2}{3} \frac{\dot{\gamma}}{(1-D)} \frac{\mathbf{S}}{q} \quad (2.33)$$

A evolução da variável associada ao encruamento isotrópico é:

$$\dot{r} = -\dot{\gamma} \frac{\partial \varphi}{\partial R} = \dot{\gamma} \quad (2.34)$$

A lei de evolução da variável dano pode ser estabelecida por:

$$\dot{D} = -\dot{\gamma} \frac{\partial \varphi}{\partial Y} \quad (2.35)$$

Substituindo (2.29) e (2.30) em (2.28) para produzir o potencial de dissipação φ e fazendo a derivada de (2.35), obtém-se a lei de evolução de dano para o modelo de LEMAITRE e CHABOCHE (1990):

$$\dot{D} = \frac{\dot{\gamma}}{(1-D)} \left(\frac{-Y}{S} \right)^{s_0} \quad (2.36)$$

onde $\dot{\gamma}$ deve satisfazer a lei da complementaridade da plasticidade, independente da taxa:

$$\dot{\gamma} \geq 0; \quad \Phi \leq 0; \quad \dot{\gamma}\Phi = 0 \quad (2.37)$$

Assumindo a equivalência da taxa de trabalho plástico \dot{W}^p , para o critério de escoamento de von Mises, pode-se escrever que:

$$\dot{W}^p = \boldsymbol{\sigma} : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p = q \dot{\bar{\varepsilon}}^p \quad (2.38)$$

sendo $\dot{\bar{\varepsilon}}^p$ a taxa de deformação plástica equivalente.

Usando a expressão anterior, a lei de evolução da deformação plástica equivalente é dada por:

$$\dot{\bar{\varepsilon}}^p = \sqrt{\frac{2}{3}} \|\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p\| = \frac{\dot{\gamma}}{1-D} \quad (2.39)$$

Logo, a lei de evolução do dano pode ser reescrita na forma:

$$\dot{D} = \left(\frac{-Y}{S}\right)^{s_0} \dot{\bar{\varepsilon}}^p \quad (2.40)$$

Para baixos valores da deformação plástica acumulada é muito difícil identificar experimentalmente a degradação no material através de qualquer uma das suas propriedades físicas. Pode ser suposto (LEMAITRE e CHABOCHE, 1990), que o dano só inicia quando um determinado valor da deformação plástica equivalente acumulada $\bar{\varepsilon}_D^p$, denominado “limiar do dano”, for atingido.

Isto significa que:

$$\dot{D} = \begin{cases} 0, & \text{se } (\bar{\varepsilon}^p - \bar{\varepsilon}_D^p) < 0 \\ \left(\frac{-Y}{S}\right)^{s_0} \dot{\bar{\varepsilon}}^p, & \text{se } (\bar{\varepsilon}^p - \bar{\varepsilon}_D^p) \geq 0 \end{cases} \quad (2.41)$$

Substituindo (2.17) em (2.40), obtemos:

$$\dot{D} = \left[\frac{q^2}{2ES(1-D)^2} \right]^{s_0} \left[\frac{2}{3}(1+\nu) + 3(1-2\nu) \left(\frac{p}{q}\right)^2 \right]^{s_0} \dot{\bar{\varepsilon}}^p \quad \text{se } (\bar{\varepsilon}^p - \bar{\varepsilon}_D^p) \geq 0 \quad (2.42)$$

Em vista de (2.3) e o termo $q/(1-D)$ podemos escrever:

$$\bar{q} = \frac{q}{(1-D)} \quad (2.43)$$

Substituindo (2.43) em (2.42), e nos restringindo a carregamento radial para o qual a triaxialidade é constante, e integrando, obtém-se:

$$D = \left[\frac{\bar{q}^2}{2ES} \right]^{s_0} \left[\frac{2}{3}(1+\nu) + 3(1-2\nu) \left(\frac{p}{q} \right)^2 \right]^{s_0} (\bar{\varepsilon}^p - \bar{\varepsilon}_D^p) \quad (2.44)$$

Embora seja de difícil determinação, a forma mais usual de se estabelecer que uma trinca macroscópica foi iniciada é quando o valor da variável dano (D) atinge um valor crítico (D_c), que é uma constante do material e geralmente está na faixa entre 0,2 e 0,5.

Assim, em vista de (2.44), pode ser escrito que:

$$D_c = \left[\frac{\bar{q}^2}{2ES} \right]^{s_0} \left[\frac{2}{3}(1+\nu) + 3(1-2\nu) \left(\frac{p}{q} \right)^2 \right]^{s_0} (\bar{\varepsilon}_f^p - \bar{\varepsilon}_D^p) \quad (2.45)$$

onde, $\bar{\varepsilon}_f^p$ é a deformação plástica equivalente de fratura. Invertendo-se a expressão anterior obtém-se:

$$\bar{\varepsilon}_f^p - \bar{\varepsilon}_D^p = D_c \left[\frac{\bar{q}^2}{2ES} \left(\frac{2}{3}(1+\nu) + 3(1-2\nu) \left(\frac{p}{q} \right)^2 \right) \right]^{-s_0} \quad (2.46)$$

Admitindo que a triaxialidade afete o limiar de dano $\bar{\varepsilon}_D^p$ e a deformação de fratura $\bar{\varepsilon}_f^p$ da mesma maneira, a razão $\bar{\varepsilon}_D^p/\bar{\varepsilon}_f^p$ é uma constante para cada material igual ao seu valor para o caso uniaxial $\varepsilon_D/\varepsilon_f$ onde não é feita distinção entre deformação total e deformação plástica. $\bar{\varepsilon}_f^p$ pode ser expresso como uma função da deformação de fratura uniaxial ε_f , correspondente a uma razão de triaxialidade $p/q = \eta = 1/3$ (LEMAITRE e CHABOCHE, 1990):

$$\bar{\varepsilon}_f^p \left(\frac{1}{3} \right) = \varepsilon_f = \left[\frac{2ES}{\bar{q}^2} \right]^{s_0} \frac{D_c}{1 - \varepsilon_D/\varepsilon_f} \quad (2.47)$$

Segundo URBAN, (2003), testes experimentais multiaxiais mostram que $s_0 \cong 1$, então fazendo \bar{q} igual à tensão de fratura uniaxial σ_f , determina-se o denominador de dano como:

$$S = \frac{\sigma_f^2 (\varepsilon_f - \varepsilon_D)}{2E D_c} \quad (2.48)$$

Substituindo-se o valor determinado para o denominador de dano, S , na equação (3.30), e também fazendo $s_0 = 1$, pode-se obter o potencial de dano, F_D , da formulação de Lemaitre. Como o dano crítico (D_c) e as deformações são adimensionais pode-se ver da equação (2.47) que o denominador de dano tem a dimensão de tensão.

2.4 Efeito do fechamento de trinca

No modelo considerado até aqui, com a variável dano definida na equação (2.1), o dano é o resultado da degradação do material devido ao crescimento de vazios e microtrincas. A lei elástica foi assumida permanecer linear na presença de danos e igual para tração e compressão (veja equação (2.4)). Em testes uniaxiais simples, pode ser observado que a degradação do material é mais acentuada na tração do que na compressão (por exemplo, no módulo de elasticidade). Isto se deve que na tração o aumento dos vazios reduz a área para suportar a carga e a rigidez, e na compressão os vazios e trincas podem ser parcialmente diminuídos aumentando a área para suportar a carga e a rigidez. Uma possível alternativa para considerar os efeitos do fechamento de trincas em materiais elásticos com dano isotrópico é descrita por LEMAITRE (1996).

No modelo de Lemaitre original para um material com estado de dano D , pode-se inferir da equação (2.4) que:

$$E_0 = (1 - D)E \quad (2.49)$$

onde E_0 é o módulo de Young do material danificado e E é o módulo de Young do material virgem.

A relação constitutiva tensão-deformação uniaxial para o material danificado é dada por:

$$\bar{\epsilon} = \sigma / (1 - D)E \quad (2.50)$$

sendo $\bar{\epsilon}$ a deformação equivalente e σ a tensão.

O ponto crucial no modelo de fechamento de trinca é a hipótese que a relação (2.50) é válida apenas para o caso de tração, ou seja, $\sigma \geq 0$. Em compressão ($\sigma < 0$), a relação tensão-deformação é suposta tomar a forma:

$$\bar{\epsilon} = \sigma / (1 - hD)E \quad (2.51)$$

onde h é uma constante do material determinada experimentalmente.

A constante h descreve o efeito do fechamento das microtrincas/vazios. LEMAITRE (1996), após realizar muitos experimentos com materiais metálicos, determinou que $h = 0,2$ é o valor tipicamente observado. Pode-se notar da equação (2.51) que o comportamento do modelo original (tração) é reproduzido quando $h = 1$ e no outro extremo quando $h = 0$ representa o fechamento total da trinca em compressão, ou seja, $E_0 = E$. Quando existe qualquer fechamento parcial de trinca $0 < h < 1$.

Introduzindo a notação do colchete de Macauley (LEMAITRE, 1996), ou seja:

$$\langle a \rangle = \begin{cases} a & \text{se } a \geq 0 \\ 0 & \text{se } a < 0 \end{cases} \quad (2.52)$$

A equação (2.51), usando a expressão (2.52), pode ser reescrita para levar em conta o efeito do fechamento de trinca, como:

$$\bar{\epsilon} = \frac{1}{E} \left(\frac{\langle \sigma \rangle}{1 - D} + \frac{-\langle -\sigma \rangle}{1 - hD} \right) \quad (2.53)$$

A extensão deste modelo para o caso tri-dimensional geral não é direta, isto se deve ao fato da distinção entre tração e compressão num estado de tensões multiaxial. Primeiro deve-se considerar que qualquer tensor de tensões pode ser representado por um tensor apenas com os coeficientes diagonais (tensões principais), que representam as tensões normais em três direções mutuamente ortogonais, chamadas de direções principais.

Assim, decompondo-se o tensor de tensões em uma parte positiva correspondente à tração σ^+ e uma parte negativa de compressão σ^- , isto é:

$$\boldsymbol{\sigma} = \boldsymbol{\sigma}^+ + \boldsymbol{\sigma}^- \quad (2.54)$$

Usando a notação da expressão (2.52), a representação matricial disto pode ser escrita como:

$$\boldsymbol{\sigma}^+ = \begin{bmatrix} \langle \sigma_1 \rangle & 0 & 0 \\ 0 & \langle \sigma_2 \rangle & 0 \\ 0 & 0 & \langle \sigma_3 \rangle \end{bmatrix} \quad (2.55)$$

e

$$\boldsymbol{\sigma}^- = - \begin{bmatrix} \langle -\sigma_1 \rangle & 0 & 0 \\ 0 & \langle -\sigma_2 \rangle & 0 \\ 0 & 0 & \langle -\sigma_3 \rangle \end{bmatrix} \quad (2.56)$$

A relação tensão-deformação do modelo de dano de Lemaitre original pode ser escrita com base na inversa da equação (2.13), como:

$$\boldsymbol{\varepsilon}^e = \frac{1}{(1-D)} \mathbf{D}^{e-1} : \boldsymbol{\sigma} = \frac{1}{(1-D)} \left[\frac{1+\nu}{E} \boldsymbol{\sigma} - \frac{\nu}{E} (\text{tr} \boldsymbol{\sigma}) \mathbf{I} \right] \quad (2.57)$$

Com a divisão do tensor de tensão, a lei tensão-deformação para o modelo multidimensional com efeito de fechamento de trinca deve incluir (2.54) em (2.57), resultando em:

$$\boldsymbol{\varepsilon}^e = \frac{1+\nu}{E} \left[\frac{\boldsymbol{\sigma}^+}{(1-D)} + \frac{\boldsymbol{\sigma}^-}{(1-hD)} \right] - \frac{\nu}{E} \left[\frac{\langle \text{tr} \boldsymbol{\sigma} \rangle}{(1-D)} - \frac{\langle -\text{tr} \boldsymbol{\sigma} \rangle}{(1-hD)} \right] \mathbf{I} \quad (2.58)$$

Então, a equação (2.57) expressa a relação tensão-deformação elástica com material com dano, considerando o fechamento de trinca. O efeito do fechamento de trinca também pode ter uma forte influência na evolução do dano, e a consideração deste efeito em condições de carregamentos complexos pode ser significativa, como no caso de problemas envolvendo abalroamento de navios e plataformas.

Para descrever este fenômeno, LEMAITRE (1996) recomenda modificar a taxa de liberação de energia do dano, equação (2.17) do modelo original, incluindo a divisão tração / compressão do tensor de tensão. Assim, tal expressão fica:

$$Y = \frac{-1}{2E(1-D)^2} [(1+\nu)\boldsymbol{\sigma}^+ : \boldsymbol{\sigma}^+ - \nu(\text{tr}\boldsymbol{\sigma})^2] - \frac{h}{2E(1-hD)^2} [(1+\nu)\boldsymbol{\sigma}^- : \boldsymbol{\sigma}^- - \nu(-\text{tr}\boldsymbol{\sigma})^2] \quad (2.59)$$

e a expressão da evolução do dano elasto-plástico tem o mesmo formato que o modelo original, dado pela equação (2.41).

O modelo completo acoplado do dano dúctil é obtido considerando a equação (2.41) de evolução do dano, introduzindo a equação (2.59) junto com a lei de elasticidade isotrópica com dano e efeito de fechamento de trincas (2.58) e as equações de plasticidade comuns.

2.5 Melhorias propostas para o modelo de Lemaitre

Como apontado em diversos artigos na literatura sobre a Mecânica do Dano Contínuo, o modelo de Lemaitre perde a precisão na predição de algumas grandezas quando comparadas com resultados experimentais, principalmente nos casos em que o tipo de carregamento aplicado afasta-se do considerado para calibração dos parâmetros do material. Entre estas grandezas podem ser citadas a deformação de fratura, a evolução do dano e o início da trinca. Estas diferenças são atribuídas por muitos pesquisadores a questões relacionadas à lei de evolução do dano.

Como visto, na formulação termodinâmica contínua, a lei de evolução do dano é obtida de alguma expressão proposta para o potencial de dissipação do dano, F_D . As expressões propostas na literatura para o potencial de dissipação do dano, procurando melhorar o desempenho das predições do modelo de Lemaitre, apesar de exercer em papel útil na predição da iniciação da fratura para alguns materiais, também podem apresentar problemas nas predições das tendências experimentais do crescimento do dano em outros materiais. Em quase todos os modelos propostos na literatura, as constantes do material são expressas em termos de parâmetros mensuráveis em testes experimentais com corpos de prova e carregamento específicos ou podem ser determinadas por calibração de grandezas relacionadas à fratura usando o método dos elementos finitos.

LEMAITRE (1985) e LEMAITRE e CHABOCHE (1990) propuseram uma lei de crescimento de dano baseada em uma expressão simples para o dano potencial, onde

aparece apenas uma constante do material, S , chamada de denominador de dano (MALCHER, 2011). Para permitir a determinação da constante através de um teste de tração, integramos a lei de dano (em forma de taxa) supondo que a triaxialidade permanece constante mesmo após a estricção, e o material comporta-se como um material sem encruamento (perfeitamente plástico) próximo à fratura. LEMAITRE (1985) expressou a constante em termos de três grandezas mensuráveis: deformação de iniciação do dano, ε_D , (chamada de limiar de dano), deformação de fratura, ε_R , e, D_c , dano na fratura, chamado de dano crítico. A lei de crescimento de dano de LEMAITRE (1985) dá uma variação linear do dano com a deformação plástica equivalente no teste de tração. Entretanto, observa-se nos experimentos que essa variação é não linear.

A seguir serão apresentados os modelos que procuram aperfeiçoar o modelo de Lemaitre levando em consideração os mais diferentes aspectos para alteração da lei de evolução de dano. Aqui estas mudanças serão consideradas apresentando explicitamente as alternativas correspondentes adotadas para o potencial de dissipação do dano, o que nem sempre é apresentado pelos autores. Por último, será apresentada uma proposta desenvolvida nesta tese cuja calibração para alguns materiais e a comparação com resultados experimentais serão apresentados nos capítulos seguintes.

2.5.1 Modelo de CHANDRAKANTH e PANDEY (1995)

CHANDRAKANTH e PANDEY (1995) desenvolveram um modelo de dano dúctil com variação não linear em relação à deformação plástica, declarado ser adequado para a liga de alumínio 2024-T3. O potencial de dissipação do dano adotado é dado por:

$$F_D = \frac{S}{2} \left(\frac{-Y}{S} \right)^2 \frac{1}{D^{\alpha/n} (\bar{\varepsilon}^p)^{2/n}} \quad (2.60)$$

sendo α uma constante de correlação a ser determinada e n é o parâmetro de encruamento, o qual define a curva tensão deformação do material.

Usando as expressões (2.35) e (2.39), a lei de evolução do dano para o modelo de CHANDRAKANTH e PANDEY (1995) pode ser escrita como:

$$\dot{D} = \frac{1}{D^{\alpha/n} (\bar{\epsilon}^p)^{2/n}} \left(\frac{-Y}{S} \right) \dot{\bar{\epsilon}}^p \quad (2.61)$$

Os autores destacam que no caso de tensões multiaxiais, a triaxialidade varia com a deformação plástica equivalente e esta mudança deve influenciar o modelo de dano se o modelo for sensível à razão de triaxialidade, sendo esta característica essencial para qualquer modelo de dano. Usando testes experimentais com a liga de alumínio 2024-T3 para determinar a evolução do dano com a deformação, foi mostrado que os resultados do modelo tiveram muito boa concordância com os resultados experimentais. Também foi mostrado, usando apenas os valores analíticos, que na faixa de alta triaxialidade o aumento da triaxialidade provoca uma elevação considerável da taxa de crescimento de dano, mesmo para pequenas deformações. Não foi mostrado o desempenho do modelo para outros materiais, nem para faixas de triaxialidade baixa e negativa.

2.5.2 Modelo de BONORA (1997)

Através de medições experimentais de dano no caso uniaxial, BONORA (1997) confirma que a lei de evolução de dano é uma função do dano atual do material, da deformação plástica na falha e do estado final de dano. O potencial de dissipação do dano dúctil deve depender da deformação plástica acumulada devido ao processo de crescimento de vazios, como isto ocorre de forma altamente não linear, não existe razão para a dissipação de dano permanecer constante.

Assim, o potencial de dissipação de dano escolhido foi:

$$F_D = \frac{S}{2} \left(\frac{-Y}{S} \right)^2 \frac{(D_c - D)^{(\alpha-1)/\alpha}}{(1 - D) \bar{\epsilon}^{p(2+n)/n}} \quad (2.62)$$

onde, α é o expoente de dano característico do material e n é o expoente de encruamento do material.

Usando as expressões (2.35) e (2.39), a lei de evolução do dano para o modelo de BONORA (1997) pode ser escrita como:

$$\dot{D} = \frac{(D_c - D)^{(\alpha-1)/\alpha}}{(1 - D)\bar{\epsilon}^p(2+n)/n} \left(\frac{-Y}{S}\right) \dot{\bar{\epsilon}}^p \quad (2.63)$$

Segundo BONORA (1997), a forma escolhida do potencial de dano leva em consideração os seguintes fatos: (a) para um dado estado, a lei cinemática da evolução do dano depende do dano acumulado; (b) a evolução remanescente até a falha é uma função do dano de falha. O expoente de dano α , do ponto de vista fenomenológico considera o efeito global das fases do crescimento de vazios para uma dada deformação plástica equivalente, $\bar{\epsilon}_p$.

Conforme mostrado por URBAN (2003), o modelo de BONORA (1997) quando comparado com os resultados experimentais produzidos por NEEDLEMAN e TVEGAARD, (1984) para aço de alta resistência, apresentou excelente coincidência para os testes onde $\eta \geq 1/3$ (triaxialidade), porém, para os casos em que a triaxialidade de tensão ficou na faixa $-1/3 \leq \eta \leq 1/3$ o modelo de BONORA (1997) não apresentou bons resultados.

2.5.3 Modelo de THAKKAR e PANDEY (2006)

Como base para o desenvolvimento de um modelo de alta ordem para predição da evolução do dano baseado na mecânica do dano contínuo (MDC), THAKKAR e PANDEY (2006) sugeriram a seguinte função para o potencial de dissipação do dano:

$$F_D = \frac{S}{2} \left(\frac{-Y}{S}\right)^2 \frac{[k_1 \bar{\epsilon}^{p(\alpha/n)-1} + k_2 \bar{\epsilon}^{p(\beta/n)-1} + k_3]}{D^{(\alpha/n)-1} \bar{\epsilon}^{p(2/n)}} \quad (2.64)$$

sendo k_1 , k_2 , k_3 , α e β parâmetros do modelo e n é o expoente de encruamento do material.

Como nos modelos anteriores, usando as expressões (2.35) e (2.39), a lei de evolução do dano para o modelo de THAKKAR e PANDEY (2006) pode ser escrita como:

$$\dot{D} = \frac{[k_1 \bar{\epsilon}^{p(\alpha/n)-1} + k_2 \bar{\epsilon}^{p(\beta/n)-1} + k_3]}{D^{(\alpha/n)-1} \bar{\epsilon}^{p(2/n)}} \left(\frac{-Y}{S}\right) \dot{\bar{\epsilon}}^p \quad (2.65)$$

Estes parâmetros do modelo não são diretamente observáveis, para as suas determinações exige-se a obtenção experimental da curva de evolução do dano pela deformação em ensaio de tração do material, para posterior ajuste da curva obtida pelo modelo, através de regressão.

Segundo os autores, a função de dissipação proposta engloba muitos outros modelos anteriores. Foram feitas comparações com resultados experimentais para a liga de alumínio 2024-T3, cobre, aço XC38 e aços esferoidizados 1090, 1045 e 1015. Os resultados foram bastante concordantes com os experimentais exceto para o aço 1015. Não foi relatado que nível de triaxialidade foi considerado nestas comparações.

2.5.4 Modelo de BOUCHARD *et al.* (2011)

Procurando prever a fratura em simulações de problemas com configurações multiaxiais complexas, como processos multi-estágio de conformação de volumes com materiais altamente dúcteis, BOUCHARD *et al.* (2011) apresentaram o potencial de dissipação do dano com uma alteração do modelo de Lemaitre, dado pela seguinte expressão:

$$F_D = \frac{S}{(s_0 + 1)} \left(\frac{-Y}{S} \right)^{s_0+1} \frac{1}{(1-D)} \frac{1}{(\bar{\epsilon}^p)^\alpha} \quad (2.66)$$

onde α é uma nova constante do material e $\bar{\epsilon}_p$ é a deformação plástica equivalente e s_0 é outro parâmetro a determinar.

Usando as expressões (2.35) e (2.39), a lei de evolução do dano para o modelo de BOUCHARD *et al.* (2011) pode ser escrita como:

$$\dot{D} = \frac{1}{(\bar{\epsilon}^p)^\alpha} \left(\frac{-Y}{S} \right)^{s_0} \dot{\bar{\epsilon}}^p \quad (2.67)$$

Com relação à evolução do dano compressivo, BOUCHARD *et al.* (2011) dividiram a deformação plástica equivalente em uma parte positiva e uma parte negativa. O crescimento do dano é modificado para a parte negativa pelo uso do parâmetro de regularização h para levar em conta os efeitos de fechamento de trinca. Além disso, os autores consideraram, baseado nas observações experimentais de BAO e WIERZBICKI (2005), que para triaxialidade de tensão abaixo de $-1/3$ não existe

evolução de dano. Também mostraram que a combinação destas duas técnicas dá melhores resultados em termos de predição da iniciação da fratura para testes de compressão e na predição da bifurcação de trinca durante um processo de extrusão. Não são apresentados resultados para casos de carregamento com alta triaxialidade. Neste artigo, também é apresentada uma metodologia fenomenológica para trabalhar com dano anisotrópico baseado na computação do fluxo de orientação dos grãos.

2.5.5 Modelo de MALCHER (2011)

Comparando os resultados do modelo de dano de Lemaitre com os obtidos experimentalmente, MALCHER (2011) observou que se o nível de triaxialidade de tensão do experimento é menor que o do ponto de calibração do modelo, a previsão do início de uma trinca é prematura, isto é, no ensaio uniaxial de tração o deslocamento na fratura é menor. Quando a triaxialidade de tensão do carregamento do experimento é maior que a do ponto de calibração, a previsão do modelo do início de uma trinca é tardio.

Com base em observações do comportamento elasto-plástico dos materiais estudados, MALCHER (2011) constatou que o denominador de dano tem forte influência na lei de evolução do dano. A precisão do modelo de Lemaitre é melhorada, independente do ponto de calibração, à medida que se adotam valores para o denominador de dano de acordo com a triaxialidade. Com isto ficou evidente que o denominador de dano não pode ser considerado constante, independente da triaxialidade de tensão, como proposto por Lemaitre.

Assim, foi fenomenologicamente sugerida a função denominador de dano para os casos de alta ($\eta \geq 0,33$) e baixa triaxialidade ($0 \leq \eta < 0,33$), que unificados foram escritos como:

$$S(\eta, \xi) = \frac{S_{0,33}}{3|\eta| + \frac{S_{0,33}}{S_{0,0}}(1 - \xi^2)} \quad (2.68)$$

onde $S_{0,33}$ é o denominador de dano calibrado com corpo de prova cilíndrico liso sujeito à tração pura ($\eta = 0,33$), $S_{0,0}$ é o denominador de dano calibrado num ensaio de cisalhamento puro ($\eta = 0,0$) e ξ é o parâmetro de Lode. Assim, a função denominador de dano requer dois pontos de calibração para sua correta determinação.

Logo, a expressão do potencial de dissipação do dano fica:

$$F_D = \frac{S(\eta, \xi)}{(1 - D)(s_0 + 1)} \left(\frac{-Y}{S(\eta, \xi)} \right)^{s_0 + 1} \quad (2.69)$$

A lei de evolução do dano para o modelo de MALCHER (2011), usando as expressões (2.35) e (2.38), e fazendo $s_0 = 1$, pode ser escrita como:

$$\dot{D} = \left(\frac{-Y}{S(\eta, \xi)} \right) \dot{\epsilon}^p \quad (2.70)$$

Os parâmetros do modelo foram calibrados para a liga de alumínio 2024-T351 e para o aço 1045 (MALCHER, 2011). Para ambos os materiais os resultados do modelo proposto foram comparados com os obtidos experimentalmente e com o modelo de Lemaitre considerando casos de baixa e alta triaxialidade. Em todos os casos houve muito boa concordância entre os resultados do modelo proposto por MALCHER (2011) e os obtidos experimentalmente, mas o modelo original de Lemaitre não apresentou boa precisão.

Uma atenção especial na aplicação deste modelo é que os denominadores de dano devem ser calibrados com ensaio experimental de tração do material que produza triaxialidade tensão exatamente igual a 1/3 e ensaio de cisalhamento que experimentalmente produza triaxialidade tensão exatamente igual a 0.

Além disso, não foi apresentada nenhuma proposta para a faixa de triaxialidade negativa.

2.5.6 Modelo de KUMAR e DIXIT (2014)

No trabalho apresentado por KUMAR e DIXIT (2014), uma expressão para o potencial de dano é proposta a qual leva a uma lei de evolução do dano dúctil não linear para o aço, contendo duas constantes do material, que se reduz a uma lei de crescimento de vazios linear se uma das constantes for zero. As constantes do material da lei de evolução do dano são determinadas de medições experimentais do crescimento de vazios, assim como, da triaxialidade para vários níveis de deformação plástica no teste de tração feito pelos autores. Para a medida do crescimento do dano em teste de tração, é empregado um método de medida direto de crescimento de vazios, como o

apresentado por LEROY *et al.* (1981). Este procedimento é usado para se determinar as constantes para o aço IS 2062: 2006 GR E410W A.

Da expressão (2.39) da evolução de dano, pode se obter a relação $\frac{\dot{D}}{\dot{\epsilon}^p}$, que é linear em (-Y) e de acordo com a equação (2.19), (-Y) depende do quadrado da tensão equivalente e da triaxialidade de tensão. Para um material com encruamento, tanto a tensão equivalente como a triaxialidade de tensão em teste de tração após a estricção, dependem da deformação plástica equivalente. Assim, a declividade $\dot{D}/\dot{\epsilon}^p$ torna-se uma função não linear da deformação plástica equivalente. Como resultado, a lei de evolução do dano da equação (2.59) representa uma variação não linear do dano com a deformação plástica equivalente.

Para levar em conta uma dependência geral de $\dot{D}/\dot{\epsilon}^p$ em relação à (-Y), a expressão de Lemaitre para o dano potencial é modificada por KUMAR e DIXIT (2014), para fazê-la uma função exponencial de (-Y) ao invés de uma função quadrática. Além disso, a notação para a constante do material $2S_0$ é mudada para b_0 . Adicionalmente, uma segunda constante a_0 é incluída para levar em conta a variação linear. Assim, a seguinte expressão é proposta para o potencial de dissipação do dano (F_D):

$$F_D = \frac{a_0}{b_0(1-D)} \exp\{b_0(-Y)\} \quad (2.71)$$

Como nos modelos anteriores, a lei de evolução do dano para o modelo de KUMAR e DIXIT (2014), usando as expressões (2.35) e (2.38), pode ser escrita como:

$$\dot{D} = a_0 \exp\{b_0(-Y)\} \dot{\epsilon}^p \quad (2.72)$$

A equação (2.72) é uma expressão simples que contém apenas duas constantes do material. As constantes do material a_0 e b_0 são determinadas pela medida direta do crescimento do dano em teste padrão de tração, mas é empregado um método de medida direto de crescimento de vazios, como o apresentado por LEROY *et al.* (1981). Este procedimento é usado para determinar as constantes para o aço IS 2062: 2006 GR E410W A.

Os autores mostram que para o aço AISI 1045, cujos experimentos foram reportados por LEROY *et al.* (1981), os gráficos dano *versus* deformação plástica equivalente obtidos pela formulação são muito próximos aos resultados experimentais.

2.5.7 Modelo de LIAN *et al.* (2014)

Para LIAN *et al.* (2014), na lei de evolução de dano de Lemaitre a triaxialidade de tensão é levada em consideração porque a taxa de energia de deformação liberada pelo dano (-Y) introduz a influência deste parâmetro no modelo. Para os autores, outro fator essencial, o ângulo de Lode, não é incluído no modelo convencional de Lemaitre, o qual leva a predições imprecisas em estados de tensões complexos. Para remediar este problema, é proposta a inclusão de uma função de sensibilidade do ângulo de Lode na equação do potencial de dano, resultando na expressão:

$$F_D = \frac{1}{\mu(\theta)} \frac{S}{(1-D)(s_0+1)} \left(\frac{-Y}{S} \right)^{s_0+1} \quad (2.73)$$

na qual o efeito fenomenológico do ângulo de Lode é simplesmente adicionado ao modelo original de Lemaitre.

A função de sensibilidade do ângulo de Lode $\mu(\theta)$ é definida por:

$$\mu(\theta) = \gamma + (1-\gamma) \left(\frac{\theta}{\pi/6} \right)^k \quad (2.74)$$

onde γ é uma constante do material e k é um parâmetro de forma da função de sensibilidade do ângulo de Lode.

Usando as expressões (2.35) e (2.39), a lei de evolução do dano para o modelo de LIAN *et al.* (2014) pode ser escrita como:

$$\dot{D} = \frac{1}{\mu(\theta)} \left(\frac{-Y}{S} \right)^{s_0} \dot{\epsilon}^p \quad (2.75)$$

Ensaio de tração do aço DP600 em espécimes padrão (tipo osso de cão) foram realizados com diferentes raios para calibrar os modelos e validar o modelo após calibração.

Com cinco parâmetros do material independentes do dano, o modelo proposto apresenta uma boa precisão na predição da resposta força *versus* deslocamento na tração uniaxial. A predição da fratura dúctil também mostra boa coincidência com os resultados experimentais, os quais apresentam um melhoramento considerável aos resultados do modelo de dano convencional de Lemaitre.

2.6 Nova proposta de melhoria do modelo de Lemaitre

Como mostrado, a maioria dos pesquisadores procuram melhorar as predições da lei de evolução do modelo convencional de Lemaitre (LEMAITRE, 1985 e 1996) introduzindo parâmetros adicionais no potencial de dissipação do dano F_D . Nos modelos de CHANDRAKANTH e PANDEY (1995), BONORA (1997) e BOUCHARD *et al.* (2011) as modificações feitas no potencial de dissipação do dano F_D resultaram em leis de evolução de dano que correspondem ao do modelo original de Lemaitre dividido por funções envolvendo as deformações plásticas equivalentes, mantendo-se o denominador de dano S constante. LIAN *et al.* (2014) sugeriram a adoção do potencial de dano original de Lemaitre, mas dividido por uma função de sensibilidade do ângulo de Lode $\mu(\theta)$. MALCHER (2011) apresentou uma proposta para o potencial de dissipação do dano, considerando o denominador de dano como uma função da triaxialidade e do parâmetro de Lode $S(\eta, \xi)$. Em todos os modelos existem parâmetros que são baseados em observações fenomenológicas os quais são determinados por ensaios experimentais em corpos de provas, cujas propostas incluem os tipos e as quantidades de ensaios necessários.

MALCHER (2011) mostrou que o denominador de dano S , considerado constante por LEMAITRE (1985) e pela maioria dos pesquisadores, varia significativamente com a triaxialidade de tensão e para alguns materiais com o parâmetro de Lode também. Assim, nesta tese, a proposta de alteração do potencial de dissipação de dano do modelo original de Lemaitre segue a ideia de MALCHER (2011), no sentido de se considerar o denominador de dano variável com o estado de tensão, como função da triaxialidade de tensão e do parâmetro de Lode, ou seja, $S = S(\eta, \xi)$.

Assim, tomando por base a expressão do potencial de dissipação do dano do modelo de Lemaitre (Equação (2.30)), fazendo $s_0=1$ e $S = S(\eta, \xi)$, obtém-se:

$$F_D = \frac{S(\eta, \xi)}{2(1-D)} \left(\frac{-Y}{S(\eta, \xi)} \right)^2 \quad (2.76)$$

Como nos modelos apresentados anteriormente, usando as expressões (2.35) e (2.39), a lei de evolução do dano proposta nesta tese pode ser escrita como:

$$\dot{D} = \left(\frac{-Y}{S(\eta, \xi)} \right) \dot{\bar{\epsilon}}^p \quad (2.77)$$

Os desenvolvimentos realizados por McCLINTOCK (1968), RICE e TRACEY (1969), HANCOCK e MACKENZIE (1976), OYANE *et al.* (1980), ATKINS (1996), BAO e WIERZBICKI (2004a, 2004b), BAO (2004a, 2004b) e BAO *et al.* (2004), entre outros, mostraram que se pode prever com boa precisão o início da fratura pela determinação da seguinte expressão:

$$D = \int_0^{\bar{\epsilon}_{fi}} \frac{1}{\bar{\epsilon}_f(\eta)} d\bar{\epsilon} \quad (2.78)$$

onde, neste caso, D é o indicador de dano, $\bar{\epsilon}_f(\eta)$ é a deformação equivalente de fratura em função da triaxialidade η . A fratura inicia quando o indicador de dano D aproxima-se de 1 (um). O objetivo dos autores era a determinação da curva de fratura no espaço da deformação equivalente de fratura e da triaxialidade de tensão, e a qualidade da expressão obtida para a deformação de fratura $\bar{\epsilon}_f(\eta)$ era testada comparando os resultados de (2.78) com os de testes experimentais.

No modelo de Lemaitre o denominador de dano (S) é inversamente proporcional à variável dano e à evolução do dano (equação (2.76)), tal como a deformação equivalente de fratura em relação ao indicador de dano, como mostra a equação (2.78) para as formulações citadas. Assim, uma hipótese fenomenologicamente razoável é considerar a lei de variação do denominador de dano semelhante à da deformação de fratura. Logo, nesta nova proposta de modificação do modelo de Lemaitre o denominador de dano será tomado como uma função da triaxialidade de tensão e do parâmetro de Lode, com uma forma de variação semelhante àquela que represente a deformação equivalente de fratura para o material.

Para isto, tomou-se como base para adaptação da função denominador de dano o estudo desenvolvido por BAI (2007) e BAI e WIERZBICKI (2010), onde o critério de

fratura de Mohr-Coulomb foi estendido para descrever a fratura dúctil de sólidos isotrópicos. A expressão desenvolvida pelos autores para a superfície de fratura ($\bar{\epsilon}_f(\eta, \bar{\theta})$) é uma função da triaxialidade de tensão (η) e do ângulo de Lode normalizado ($\bar{\theta}$), sendo $\bar{\theta} = 1 - (2/\pi) \arccos \xi$. Na equação existem 4 (quatro) parâmetros, cuja determinação depende de ajuste a resultados de testes experimentais.

Um estudo paramétrico realizado por BAI e WIERZBICKI (2010) usando a equação desenvolvida, revelou que a superfície de deformação equivalente de fratura ($\bar{\epsilon}_f(\eta, \bar{\theta})$) é uma função monotônica da triaxialidade de tensão (η) e tem uma variação hiperbólica com ângulo de Lode normalizado ($\bar{\theta}$). As formas das superfícies de deformação de fratura geradas pela equação Mohr-Coulomb para os aços 1045 e DH-36 estão mostradas na *Figura 2.2* (BAI, 2007).

Como foi proposto, a função denominador de dano deve ser semelhante à função da superfície de deformação equivalente de fratura, e evidentemente, como são grandezas distintas, os coeficientes dos parâmetros variáveis é que vão definir seus valores. Baseado nestas observações e considerando a hipótese assumida no elemento finito tipo sólido, a função adotada para o denominador de dano é:

$$S(\eta, \xi) = \frac{1}{a(0,5 + \eta) + b(1 - \xi^2)} + c|\eta| \quad (2.79)$$

Sendo os coeficientes a, b e c determinados para ajustar os valores do denominador de dano no início da fratura $S(\eta, \xi)$ em ensaios experimentais, substituindo-se os correspondentes valores de η e ξ . Isto significa que serão necessários três ensaios para se formar um sistema de três equações com as incógnitas a, b e c . Caso só se disponha de resultados experimentais para dois ensaios, é possível fazer $c = 0$ na equação (2.79) sem perda da qualidade de previsão do denominador de dano, podendo em alguns casos apenas exigir um número maior de tentativas para sua determinação.

Na equação (2.10) é mostrado que para o estado plano de tensão ($\sigma_3 = 0$) o parâmetro de Lode (ξ) é uma função da triaxialidade de tensão (η). Neste caso, a deformação equivalente de fratura $\bar{\epsilon}_f(\eta)$ poderá ser colocada em função apenas da triaxialidade de tensão (η). Para o elemento finito do tipo casca, onde $\sigma_3 = 0$, seguindo a

mesma ideia anterior, se tomará o denominador de dano $S(\eta)$ com uma forma de variação semelhante à da deformação de fratura $\bar{\epsilon}_f(\eta)$, como a mostrada na *Figura 2.1*.

As curvas da *Figura 2.1* tiveram origem nas observações de BAO e WIERZBICKI (2004a), BAI (2007), BAI e WIERZBICKI (2010) em relação ao comportamento da deformação equivalente de fratura em função da triaxialidade de tensão para diferentes ligas de alumínio e aços com variadas características, e para as quais ajustaram curvas aos resultados experimentais. LEE (2005), considerando os 3 (três) trechos de triaxialidade de tensão, onde se percebeu variações diferentes da deformação equivalente de fratura, ajustou aos resultados experimentais com equações simples válidas para qualquer material, como as expressões dadas abaixo:

$$\bar{\epsilon}_f(\eta) = \begin{cases} \frac{b}{1+3\eta} & -\frac{1}{3} < \eta \leq 0 \\ 9(a-b)\eta^2 + b & 0 \leq \eta \leq \frac{1}{3} \\ \frac{a}{3\eta} & \frac{1}{3} \leq \eta \end{cases} \quad (2.80)$$

Assim, estas expressões para a deformação equivalente de fratura com os mesmos limites de validade foram adotadas para o denominador de dano, com a consideração adicional que para $\eta \leq -1/3$ então $S(\eta) = \infty$. Com base na equação (2.80), o denominador de dano para o elemento de casca, pode ser escrito como:

$$S(\eta) = \begin{cases} \infty & \eta \leq -\frac{1}{3} \\ \frac{b}{1+3\eta} & -\frac{1}{3} < \eta \leq 0 \\ 9(a-b)\eta^2 + b & 0 \leq \eta \leq \frac{1}{3} \\ \frac{a}{3\eta} & \frac{1}{3} \leq \eta \end{cases} \quad (2.81)$$

Sendo a e b determinados para fazer o ajuste do denominador de dano para dois ensaios nos quais se conheça o valor de η e de $S(\eta)$ na fratura, ou que podem ser determinados por simulação numérica do ensaio.

O procedimento para determinação do denominador de dano $S(\eta)$ e ajuste dos coeficientes das equações em aplicações simples, onde se conhecem os resultados experimentais, será descrito em detalhe no Capítulo 3.

2.7 Descrição da implementação numérica do modelo de Lemaitre modificado

Nesta seção será apresentada uma breve descrição dos principais passos para a execução numérica do Modelo de Dano Contínuo (MDC) de Lemaitre com os melhoramentos propostos em seções anteriores deste capítulo. Isto se refere a inclusão, à estrutura básica do modelo original de Lemaitre, da modificação do chamado denominador de dano, da alteração da taxa de liberação de energia do dano para considerar o fechamento de trinca e da suposição do dano nulo quando a triaxialidade for menor que menos um terço ($\eta < -1/3$). Os algoritmos foram implementados no programa comercial de elementos finitos LS-DYNA 971 Explicit, que possibilita a incorporação das características individuais de um material (equações constitutivas), e também outros aspectos de uma análise específica, como a definição de um critério de fratura. Isto pode ser feito através de uma sub-rotina do usuário, denominada *User Defined Material* - UMAT.

Nesta tese, são utilizadas as sub-rotinas UMAT'S (modelos de materiais definidos pelo usuário) integradas ao programa LS-DYNA. Para utilizar as UMAT'S, o usuário deve proceder a execução das seguintes etapas:

- Definir uma sub-rotina UMAT, que deverá ser chamada por uma interface do LS-DYNA.

- Criar um executável personalizado que inclui a sub-rotina UMAT.

- Chamar esta sub-rotina através de um comando chave, próprio do programa LS-DYNA, o qual é "MAT_USER_DEFINED_MATERIAL_MODELS", que contém as variáveis necessárias para a utilização da sub-rotina UMAT. Para mais detalhes dos UMAT'S, ver o "LS-DYNA Keyword USER'MANUAL, VOLUME I"

Serão apresentados os algoritmos relacionados ao modelo modificado de Lemaitre, baseando-se nas metodologias descritas por SOUZA NETO (2002), MALCHER (2011), SOUZA NETO *et al.* (2008) e BERSTAD *et al.* (1999), que combinam a teoria de fluxo J2, modelo de material elástico-plástico isotrópico e modelo original de LEMAITRE

(1985). Chamamos atenção que no LS-DYNA existe implementado o modelo original de Lemaitre, mas as sub-rotinas não são acessíveis ao usuário para introduzir qualquer alteração da sua lógica. Assim, todos os passos descritos a seguir foram programados e introduzidos no LS-DYNA de maneira independente das sub-rotinas já existentes relacionadas à mecânica de dano. No Anexo B, é apresentado um resumo do algoritmo implementado.

2.7.1 Dados de entrada

- Os dados de entrada do LS-DYNA e da UMAT referentes às propriedades do material estão listados na *Tabela 2.3*, e na *Tabela 2.4* são mostrados os dados dos parâmetros de dano para a UMAT.

Tabela 2.3: Propriedades do material para a UMAT

Módulo de Young	E
Módulo de cisalhamento	G
Coefficiente de Poisson	ν
Tensão de escoamento	σ_y
Módulo volumétrico	K

Tabela 2.4: Parâmetros de dano do material

Coefficientes do denominador de dano	Dano crítico	Parâmetro de compressão
a, b e c	D_c	h

Além destes parâmetros também é introduzida a curva do material, neste caso é utilizada a forma exponencial dada pela seguinte expressão:

$$\sigma_y(R) = \sigma_0 + Q1(1 - e^{-C1*\bar{\epsilon}^p}) + Q2(1 - e^{-C2*\bar{\epsilon}^p}) \quad (2.82)$$

onde $Q1$, $Q2$, $C1$ e $C2$ são constantes do material.

Opcionalmente, a curva do material pode ser fornecida através das abscissas e ordenadas de pontos sobre a curva.

Utilizando as informações citadas e também os dados da malha de elementos finitos, das condições de contorno e do carregamento, a equação do movimento

correspondente ao problema definido por estes parâmetros no tempo atual é montada no corpo principal do sistema LS-DYNA e, em seguida, solucionada. Como resultado obtém-se o incremento de deformação $\Delta\varepsilon$ para cada elemento da malha que servirá como dado de entrada para a sub-rotina UMAT.

A seguir será detalhada a formulação empregada na implementação da sub-rotina UMAT para determinação de fratura dúctil de materiais empregando a MDC de Lemaitre com as modificações propostas nesta tese.

2.7.2 Estado elástico tentativo

Estado elástico tentativo é considerado o estado auxiliar, que pode ou não corresponder ao estado atual elástico, que é verificado através da equação do fluxo plástico (von Mises). Conhecido o incremento de deformação $\Delta\varepsilon$, o chamado estado elástico tentativo é construído da relação tensão-deformação linear elástica:

$$\varepsilon^n = \varepsilon + \Delta\varepsilon \quad (2.83)$$

onde ε^n é o tensor das deformações elásticas tentativas, ε é o tensor de deformações acumuladas até o passo de tempo anterior.

Considerando que o incremento do tensor de deformações ($\Delta\varepsilon$) pode ser decomposto numa parcela hidrostática (ε_v) e outra desviadora (ε_d), a lei de Hooke generalizada para se determinar o tensor de tensões tentativas (σ^n), é:

$$\sigma^n = \sigma + K\varepsilon_v(1 - D) + 2G\varepsilon_d(1 - D) \quad (2.84)$$

onde σ é o tensor de tensões no tempo anterior, D é o dano acumulado, K é o módulo volumétrico e G é o módulo de cisalhamento.

O tensor de tensões tentativas (σ^n) pode ser descomposto em duas parcelas, uma parcela hidrostática (p^n) e uma parcela desviadora (\mathbf{S}^n), que podem ser escritas como:

$$p^n = p + K\varepsilon_v(1 - D) \quad (2.85)$$

$$\mathbf{S}^n = \mathbf{S} + 2G\varepsilon_d(1 - D) \quad (2.86)$$

2.7.3 Condição de escoamento

Para verificar se o material encontra-se na zona elástica ou não, é utilizada a função de escoamento Φ , determinada pela seguinte expressão:

$$\Phi = \frac{q^n}{1 - D} - \sigma_y(R^n) \quad (2.87)$$

sendo $\sigma_y(R^n)$ dado na equação (2.82) e a tensão equivalente tentativa (q^n) determinada por:

$$q^n = \sqrt{\frac{3}{2}} \|\mathcal{S}^n\| \quad (2.88)$$

Caso I:

- Se a função de escoamento for menor ou igual a zero

$$\Phi^n \leq 0 \quad (2.89)$$

a tensão tentativa (σ^n) passa a ser a tensão do material no tempo atual para o elemento considerado. Neste caso, o estado de tensões no elemento corresponde à fase elástica do material, e a análise passa ao elemento subsequente.

Caso II:

- Se a função de escoamento for maior do que zero

$$\Phi^n > 0 \quad (2.90)$$

Para atualização das tensões será empregada a bem conhecida metodologia do mapeamento de retorno radial (SOUZA NETO *et al.*, 2008), que consiste na divisão do problema num preditor elástico e num corretor plástico. No preditor elástico o problema é considerado completamente elástico e o corretor plástico passa a ser utilizado caso a função de escoamento não seja atendida. O corretor plástico corresponde a um sistema de equações não lineares que é formado pela função de escoamento e pelas equações de evolução. Na solução deste sistema de equações é aplicado o método iterativo de

Newton-Raphson, obtendo-se como resposta as tensões, as deformações plásticas e o dano.

A seguir será detalhada a parte correspondente ao corretor plástico.

2.7.4 Corretor plástico

Na aplicação do corretor plástico é necessário a atualização das deformações, no elemento de casca, como será explicado mais adiante. A atualização das deformações deverá ser feita dentro de um processo iterativo, assim, a sequência de operações até a atualização das deformações está dentro destas iterações. Para o elemento sólido este processo iterativo não é necessário, mas a sequência de operações abaixo é igual.

Para se determinar as parcelas atualizadas do tensor de tensões desviador (S^{n+1}) e das tensões hidrostáticas (p^{n+1}), as seguintes expressões serão utilizadas:

$$S^{n+1} = S^n + 2G\varepsilon_d^n(1 - D^n) \quad (2.91)$$

$$p^{n+1} = p^n + K\varepsilon_v^n(1 - D^n) \quad (2.92)$$

Assim, as tensões desviadoras sem dano (\bar{S}^{n+1}) e as tensões hidrostáticas sem dano \bar{p}^{n+1} , podem ser escritas como:

$$\bar{S}^{n+1} = \frac{S^{n+1}}{1 - D^n} \quad (2.93)$$

$$\bar{p}^{n+1} = \frac{p^{n+1}}{1 - D^n} \quad (2.94)$$

Da mesma forma, a correspondente tensão equivalente sem dano é dada por:

$$\bar{q}^{n+1} = \sqrt{\frac{3}{2}} \|\bar{S}^{n+1}\| \quad (2.95)$$

Como foi explicado anteriormente, é necessária a aplicação do processo iterativo de Newton-Raphson para se proceder à técnica do corretor plástico. Por simplicidade, nesta tese se utilizou a metodologia proposta por SOUZA NETO *et al.* (2008) na solução deste problema, que se resume em satisfazer as condições estabelecidas por uma única equação não linear em função do multiplicador plástico ($\Delta\gamma$). Desta forma,

ao final deste processo a componente de tensão desviadora poderá ser atualizada através da seguinte expressão:

$$S^{n+1} = (1 - D^{n+1})\bar{S}^{n+1} - 2G\Delta\gamma \sqrt{\frac{3}{2} \frac{\bar{S}^{n+1}}{\|\bar{S}^{n+1}\|}} = \left(1 - D^{n+1} - \frac{3G\Delta\gamma}{\bar{q}^{n+1}}\right)\bar{S}^{n+1} \quad (2.96)$$

sendo o corretor plástico dado por $(3G\Delta\gamma/\bar{q}^{n+1})\bar{S}^{n+1}$.

A componente de tensão hidrostática não sofre correção, e pode ser escrita como

$$p^{n+1} = (1 - D^{n+1})\bar{p}^{n+1} \quad (2.97)$$

Da mesma forma, a tensão equivalente de von Mises pode ser expressada por:

$$q^{n+1} = (1 - D^{n+1})\bar{q}^{n+1} - 3G\Delta\gamma \quad (2.98)$$

e a função de escoamento atualizada fica:

$$\Phi^{n+1} = \bar{q}^{n+1} - \frac{3G\Delta\gamma}{(1 - D^{n+1})} - \sigma_y(R^n + \Delta\gamma) = 0 \quad (2.99)$$

Para iniciar o processo iterativo é necessário adotar um valor para o multiplicador plástico, o qual é dado pela equação a seguir:

$$\Delta\gamma^0 = \frac{(1 - D)(\bar{q}^{n+1} - \sigma_y(R^n))}{3G} \quad (2.100)$$

Pode-se notar que a equação (2.100) corresponde à explicitação do multiplicador plástico ($\Delta\gamma$) na equação (2.99), considerando-se que o dano (D) é o correspondente ao do tempo anterior, obtido como dado de entrada do UMAT para o elemento analisado e $\sigma_y(R^n)$ corresponde à tensão da curva do material sem atualização.

Iniciado o processo iterativo, e tomando “ i ” como o índice de iteração, é necessário definir a integridade do material dada por $\omega(\Delta\gamma)^{n+1} = 1 - D^{n+1}$. Usando a equação (2.99), pode-se obter a equação abaixo, a qual permite o seu cálculo:

$$\omega(\Delta\gamma^i)^{n+1} = \frac{3G\Delta\gamma^i}{\bar{q}^{n+1} - \sigma_y(R^n + \Delta\gamma^i)} \quad (2.101)$$

Então, dentro do processo iterativo, as seguintes equações devem ser calculadas com base no multiplicador plástico atual até que a condição de convergência seja atendida.

A taxa de liberação de energia do dano $Y(\Delta\gamma)$, considerando ou não o efeito de fechamento de trinca, é determinada para valores de triaxialidade $\eta < 0$ ou $\eta \geq 0$, respectivamente, como mostra as expressões a seguir:

$$Y(\Delta\gamma^i) = \begin{cases} \frac{-\sigma_y(R^n + \Delta\gamma^i)^2}{6G} - \frac{(\bar{p}^{n+1})^2}{2K} & \text{se } \eta \geq 0 \\ \frac{-\sigma_y(R^n + \Delta\gamma^i)^2(1 - D^n)^2 h}{6G(1 - hD^n)^2} - \frac{(\bar{p}^{n+1})^2(1 - D^n)^2 h}{2K(1 - hD^n)^2} & \text{se } \eta < 0 \end{cases} \quad (2.102)$$

Definido p^{n+1} e q^{n+1} , a triaxialidade pode ser reescrita como:

$$\eta = \frac{p^{n+1}}{q^{n+1}} \quad (2.103)$$

A equação de evolução de dano pode ser escrita em função do multiplicador plástico como mostrado abaixo:

$$D^{n+1} = D^n + \frac{\Delta\gamma}{(1 - D^{n+1})} \left(\frac{Y(\Delta\gamma^i)}{\hat{S}} \right) \quad (2.104)$$

O denominador de dano \hat{S} , quando é utilizado um elemento de casca, deve ser determinado segundo as expressões dadas em (2.81), e conforme a triaxialidade calculada na fórmula mostrada na equação (2.103). Caso o elemento finito seja sólido, o denominador de dano será dado pelas expressões (2.79) e, assim como no caso anterior, a triaxialidade é determinada pela equação (2.103), e o parâmetro de Lode é determinado usando a equação (2.8).

Multiplicando ambos os lados da equação (2.104) por (-1) e somando (1) também em ambos os lados, podemos escrever:

$$F(\Delta\gamma^i) = (1 - D^{n+1}) - (1 - D^n) + \frac{\Delta\gamma}{(1 - D^{n+1})} \left(\frac{Y(\Delta\gamma^i)}{\hat{S}} \right) \quad (2.105)$$

Usando a notação para a integridade do material definido acima, a expressão (2.105) pode ser reescrita como:

$$F(\Delta\gamma^i) = \omega(\Delta\gamma^i)^{n+1} - \omega^n + \frac{\Delta\gamma}{(\omega(\Delta\gamma^i)^{n+1})} \left(\frac{Y(\Delta\gamma^i)}{\hat{S}} \right) = 0 \quad (2.106)$$

Utilizando o método de Newton-Raphson, para resolver a equação não linear:

$$\Delta\gamma^{i+1} = \Delta\gamma^i - \frac{F(\Delta\gamma^i)}{\frac{dF(\Delta\gamma^i)}{d\Delta\gamma^i}} \quad (2.107)$$

A derivada da equação não linear $F(\Delta\gamma)$, é escrita como:

$$\begin{aligned} \frac{dF(\Delta\gamma)}{d\Delta\gamma} = & \frac{d\omega(\Delta\gamma)}{d\Delta\gamma} - \frac{H}{3G} \left(-\frac{Y(\Delta\gamma)}{S(\eta(\Delta\gamma))} \right) \\ & + \frac{sH\sigma_y(R^{n+1}) (\bar{q}^{n+1} - \sigma_y(R^n))}{9G^2S(\eta(\Delta\gamma))} \left(-\frac{Y(\Delta\gamma)}{S(\eta(\Delta\gamma))} \right) \\ & + s\Delta\gamma \left(\frac{\left(\frac{\frac{dS(\Delta\gamma)}{d\Delta\gamma} Y(\Delta\gamma)}{S(\eta(\Delta\gamma))^2} \left(-\frac{Y(\Delta\gamma)}{S(\eta(\Delta\gamma))} \right) \right)}{\omega(\Delta\gamma)} \right) \end{aligned} \quad (2.108)$$

Caso o valor de $F(\Delta\gamma^i)$ seja menor que certa tolerância dada, considera-se que o método convergiu, e o valor de $(\Delta\gamma)$ será utilizado para a atualização de todas as outras variáveis.

No caso de triaxialidade ser $\eta \leq -1/3$, as equações (2.105) até (2.108) são resolvidas desconsiderando as parcelas correspondentes à evolução de dano.

Para o multiplicador plástico atualizado $(\Delta\gamma)$, no elemento do tipo casca um algoritmo para estado plano de tensão é empregado para satisfazer o critério de escoamento ($\Phi \leq 0$). O estado plano plástico deve ser resolvido iterativamente devido ao desconhecimento da componente de deformação através da espessura pela equação cinemática de casca. Um esquema de iteração é utilizado para o cálculo do incremento de tensão, e se o critério de escoamento é atendido faz-se $\sigma_{33} = 0$ e o processo iterativo é encerrado. Caso o critério de escoamento não seja atendido ($\Phi > 0$), procede-se as iterações até que a tensão σ_{33} seja suficientemente pequena. Tomando a letra “i” como índice de iteração, as seguintes duas expressões são calculadas conforme as considerações anteriores:

$$\varepsilon_{33}^{i+1} = \varepsilon_{33}^i - \frac{\varepsilon_{33}^i - \varepsilon_{33}^{i-1}}{tol + (\sigma_{33}^i - \sigma_{33}^{i-1})} \sigma_{33}^{i-1} \quad (2.109)$$

$$\sigma_{33}^{i+1} = \sigma_{33}^i - \frac{3G\Delta\gamma\bar{S}_{33}}{\bar{q}} \quad (2.110)$$

Caso a componente σ_{33} não consiga atingir zero com uma dada tolerância, após um número de iterações especificado, o processo é reiniciado, voltando-se à equação (2.91), e atualiza-se a deformação tomando-se o último valor determinado para ε_{33} .

Para finalizar a análise do elemento corrente e passar ao cálculo do elemento subsequente, atualiza-se o tensor de tensões desviador através da equação (2.96), o tensor de tensões hidrostáticas por (2.97), a tensão equivalente de von Mises através de (2.98) e a integridade do material por (2.101), com a qual podemos obter o dano D^{n+1} .

Caso o dano $D^{n+1} \geq D_c$, o tensor de tensões é zerado e uma das variáveis de saída da sub-rotina UMAT passa a informação ao processador do LS-DYNA que este elemento falhou, e não deverá participar da análise do próximo passo de tempo.

CAPÍTULO 3

3. MODELO COM FUNÇÃO DENOMINADOR DE DANO (MFDD): DETALHAMENTO E VALIDAÇÃO.

3.1 Introdução

Neste Capítulo são apresentadas as aplicações do modelo de LEMAITRE modificado com função denominador de dano (MFDD), cuja implementação numérica foi apresentada na seção 2.7. O estudo inclui comparações com resultados experimentais disponíveis na literatura, que permitem a avaliação do MFDD com a utilização de diferentes materiais empregando elementos sólidos e de casca para predição da falha do material.

O principal objetivo deste capítulo é esclarecer com mais detalhes os procedimentos numéricos, fazendo considerações adicionais às informações prestadas até aqui, e validar o desenvolvimento da MDC com a adoção da função denominador de dano (MFDD) proposta para prever a fratura dúctil de materiais.

Inicialmente serão descritos alguns dos procedimentos necessários para a determinação dos parâmetros relacionados ao dano de um material e, em seguida, são mostrados as suas aplicações na análise da fratura dúctil de estruturas.

3.2 Procedimento para obtenção dos parâmetros de dano do material

Neste ponto é importante destacar as diferenças entre os modelos de MDC de Lemaitre que serão empregados nesta tese para a análise de fratura dúctil de estruturas. O modelo de Lemaitre original (MLO) se refere àquele onde o denominador de dano é constante e não inclui o fechamento de trinca. O MFDD difere do modelo anterior pela adoção da função denominador de dano, dado pela equação (2.79) ou (2.81), e devido à consideração do efeito de fechamento de trinca e de que não há dano quando a triaxialidade de tensão cumpre a desigualdade, $\eta \leq -1/3$.

Esta tese propõe o uso do MFDD quando se pretende encontrar o local de início da fratura e o momento em que acontece, isto é, o valor do deslocamento ou da carga aplicada. Para isto deve-se conhecer a curva tensão *versus* deformação com dano, o dano crítico e a função denominador de dano do material da estrutura. Evidentemente,

como são grandezas do material, se não são conhecidas, só podem ser encontradas quando os resultados de testes experimentais estão disponíveis. Neste sentido, os resultados de ensaio de tração são obrigatórios e, no caso geral, sendo exigido ter informações sobre pelo menos mais um teste com carregamento diferente (por exemplo, cisalhamento ou compressão) para encontrar a função denominador de dano do material. Com o objetivo de calcular os coeficientes da função denominador de dano para poder aplicar o MFDD, faz-se primeiro a simulação numérica dos ensaios do material, onde o denominador de dano é ajustado até que curva força *versus* deslocamento do experimento seja reproduzido. Com o denominador de dano, triaxialidade de tensão e parâmetro de Lode para o elemento finito que primeiro fraturou nas simulações dos ensaios, é possível determinar os coeficientes da função denominador de dano aplicando estes valores nas equações (2.79) ou (2.81).

Normalmente, a curva força *versus* deslocamento obtida no teste de tração é transformada na curva tensão *versus* deformação de engenharia considerando-se a área original e o comprimento do *clip gage* adaptado sobre o espécime. Na análise elasto-plástica de estruturas utilizando elementos finitos, se fornece a curva tensão verdadeira *versus* deformação plástica e o coeficiente de Poisson para a especificação de um material isotrópico. Esta curva é determinada considerando a variação do comprimento do *clip gage* durante o teste, mas com a hipótese de volume constante. Após a resistência máxima, com a ocorrência da estricção o volume deixa de ser constante. Além disso, a curva determinada desta maneira não leva em conta a deterioração do material devido ao acúmulo de dano interno. Na análise onde o interesse é a determinação da fratura do material levando-se em consideração o dano acumulado, a curva tensão verdadeira *versus* deformação plástica sem dano não fornece as informações necessárias para solução deste problema com acurácia. Assim, para aplicação computacional do MDC, é necessário que se determine a curva tensão *versus* deformação do material com dano.

Deve-se observar que a curva força *versus* deslocamento real produzida em um ensaio de tração retém as informações básicas do material que podem servir de base para gerar a curva tensão *versus* deformação do material com dano. Para isto se emprega o programa LS-OPT, que é capaz de ajustar a curva força *versus* deslocamento gerada numericamente à curva real do ensaio e, ao mesmo tempo, por meio de um método inverso de otimização de parâmetros, determinar a correspondente curva tensão

versus deformação do material com dano. A sequência de operações a serem realizadas para se determinar a curva com dano pode ser resumida nos seguintes passos:

- 1- Gera-se no LS-DYNA um modelo de elementos finitos para o ensaio de tração fornecendo a geometria do espécime com a correspondente malha de elementos, condições de contorno e carregamento. Como no ensaio, uma das extremidades é fixada e na outra se aplicam incrementos de deslocamentos. Outro dado importante é a posição de dois pontos no interior do espécime, os quais representam as extremidades do *clip gage*. Também é fornecida a curva de tensão verdadeira *versus* deformação plástica.
- 2- Na simulação de elementos finitos do ensaio de tração para geração da curva de tensão verdadeira *versus* deformação plástica com dano, emprega-se o MLO, ou seja, considera-se o denominador de dano constante. Isto se deve à dificuldade de se estabelecer a comunicação dos dados gerados no UMAT criado para implementação do MFDD e o programa LS-OPT. Foi comentado anteriormente que o MLO é uma das opções de tipos de análise oferecida pelo LS-DYNA, e esta interação com o LS-OPT se dá de forma não acessível.
- 3- Para iniciar a análise é necessário fornecer uma aproximação inicial do denominador de dano. Esta estimativa pode ser feita adotando-se um valor baseado na experiência com outros materiais ou calculando-se o denominador de dano (S) através da expressão (2.47) e, supondo também que $\eta = 1/3$ e $\xi = 1$.
- 4- Para cada incremento de deslocamento imposto ao modelo as cargas correspondentes são obtidas pelas reações de apoio. Calculando-se a diferença dos deslocamentos dos pontos extremos do *clip gage*, é possível gerar a curva força *versus* deslocamento da simulação numérica do experimento considerando-se o dano no material. Em seguida, o programa LS-OPT procura ajustar a curva força *versus* deslocamento gerada à obtida experimentalmente, obtendo-se neste processo uma nova curva tensão *versus* deformação considerando o dano.
- 5- Se no ajuste a tolerância não for atendida, o processo é reiniciado tomando-se para a nova simulação a curva tensão *versus* deformação gerada, e o valor do denominador de dano (S) é modificado no sentido de se promover um melhor ajuste da curva força *versus* deslocamento numérica à curva experimental.

- 6- Caso a curva força versus deslocamento numérica se ajuste à curva experimental, observando-se uma dada tolerância, então a curva tensão versus deformação obtida pelo programa LS-OPT será considerada a curva do material com dano.
- 7- Em cada passo do carregamento o valor do dano é calculado em cada elemento da malha e somado ao dos passos anteriores. Quando o deslocamento da simulação numérica se iguala ao deslocamento de fratura do experimento, se busca o maior valor do dano acumulado entre todos os elementos, e se faz o dano crítico (D_c), igual a este valor. Isto significa que o início da fratura se deu neste elemento. Além disso, a triaxialidade e o parâmetro de Lode determinados neste elemento, junto com o valor do denominador de dano, permitirão encontrar os parâmetros da função denominador de dano no material.

A determinação dos coeficientes da função denominador de dano para o MFDD exige encontrar o denominador de dano (S), a triaxialidade de tensão (η) e o parâmetro de Lode (ξ) de fratura, de outros ensaios mecânicos do material. Assim, deve-se fazer a simulação destes ensaios no LS-DYNA utilizando MLO com a curva tensão *versus* deformação do material com dano. Nestas análises, como no ensaio de tração, o denominador de dano é modificado de modo que a curva força versus deslocamento da simulação numérica do ensaio se aproxime da curva experimental. Além disso, quando o dano acumulado em um dos elementos da malha atingir o valor do dano crítico (D_c), o deslocamento aplicado na análise numérica, considerando-se certa tolerância, deve estar próximo do deslocamento de fratura no ensaio experimental. Caso esta tolerância não seja atendida, a análise deve ser repetida modificando-se o denominador de dano até que o deslocamento numérico produza uma aproximação aceitável. A lógica para esta alteração é a seguinte: quando o deslocamento de fratura numérico é maior que o experimental, a evolução do dano deve ser aumentada, isto significa o denominador de dano deve ser reduzido. Se o deslocamento de fratura numérico for menor que o experimental, a evolução do dano deve ser diminuída, isto significa que o denominador de dano deve ser aumentado.

Quando houver a coincidência, adota-se como parâmetros do material neste ensaio o valor do denominador de dano (S), da triaxialidade (η) e do parâmetro de Lode (ξ) do primeiro elemento a atingir o dano crítico.

Para o elemento de casca, a função denominador de dano ($S(\eta)$) depende do ajuste de dois parâmetros. O parâmetro (a) pode ser determinado pela equação (2.81), substituindo-se o valor de $S(\eta)$ obtido no ensaio de tração e a triaxialidade de tensão (η). Utilizando-se qualquer outro ensaio, cuja triaxialidade de tensão se enquadre em outro trecho especificado na equação (2.81), determina-se o parâmetro (b) substituindo na correspondente expressão da equação (2.81) o denominador de dano ($S(\eta)$), a triaxialidade de tensão (η), junto com o coeficiente (a), quando for o caso. Os parâmetros a e b substituídos nas expressões da equação (2.81) definem a função denominador de dano do material em todas as faixas de triaxialidade de tensão.

Para o caso do elemento sólido existem 3 parâmetros (a, b e c) a serem determinados para a definição da função denominador de dano, como mostra a equação (2.79). Como foi dito anteriormente, eventualmente o parâmetro c pode ser feito igual a zero, sendo necessário, então, que pelo menos dois testes experimentais sejam realizados. Os procedimentos neste caso são semelhantes aos descritos para os elementos de casca, observando-se que agora as variáveis são o denominador de dano ($S(\eta, \xi)$), a triaxialidade (η) e o parâmetro de Lode (ξ).

Tendo sido determinados a curva tensão *versus* deformação com dano, a função denominador de dano e o dano crítico de um material, é possível realizar a análise de qualquer estrutura construída com este material, inclusive prevendo-se com boa precisão o local e momento da fratura.

Para apresentar as aplicações dos procedimentos e métodos desenvolvidos até aqui nesta tese, e ao mesmo tempo mostrar a acurácia do MDC com o MFDD para prever a fratura dúctil, serão utilizados exemplos de estruturas simples com diferentes materiais e carregamentos unidirecionais.

3.3 Compressão de corpo cilíndrico (Alumínio 6082-T6)

Neste primeiro exemplo será utilizado os ensaios experimentais realizados por URBAN (2003) com a liga de alumínio 6082-T6. Além de fazer o ensaio de tração em corpo de prova tipo osso de cão plano, testou três corpos de prova cilíndricos submetidos a carregamento de compressão com diferentes razões de altura pelo diâmetro ($H/D=0,7; 1,0$ e $1,4$), e todos com o diâmetro $D=10$ mm. URBAN (2003) utilizou estes resultados para validar o critério de falha RTCL, além disso, também

comparou os resultados com o modelo clássico de LEMAITRE (1985) e com o modelo modificado de BONORA (1997), mas os resultados numéricos para estes dois últimos não foram satisfatórios.

Com este exemplo, se procura mostrar a efetividade do modelo de Lemaitre modificado nesta tese, considerando o denominador de dano variável, e comprovar a importância de se considerar a hipótese de fechamento de trinca para os casos de carregamentos compressivos, junto com a consideração de que nos elementos onde $\eta \leq -1/3$ não há dano. Nesta aplicação, o objetivo será prever o local de início da fratura e o momento em que ela ocorre (o deslocamento), para o cilindro com $H/D=1,0$ submetido a carga de compressão uniaxial. Para isto, os resultados dos outros testes experimentais serão utilizados para a determinação de todas as propriedades do material com dano, que serão necessárias na predição pretendida.

Na primeira parte são realizadas as simulações numéricas do ensaio experimental de tração realizado por URBAN (2003), com o objetivo de gerar a curva tensão *versus* deformação com dano. Além disso, com esta calibração também ficam definidos o denominador de dano para o caso de tração e o dano crítico do material. Em seguida, a função denominador de dano é determinada com base nas características de dano já encontradas e usando os dados experimentais dos corpos de provas cilíndricos submetidos à compressão com $H/D=0,7$ e $H/D=1,4$. Finalmente, usando todas as características do material com dano, faz-se a simulação do ensaio de compressão do cilindro com $H/D=1$, predizendo o seu comportamento na fratura, que será comparado com o resultado experimental.

3.3.1 Curva tensão *versus* deformação com dano e dano crítico do material

O ensaio de tração foi desenvolvido utilizando um corpo de prova plano de seção retangular $A = t \times h = 10 \times 25 = 250,0 \text{ mm}^2$, sendo t a espessura e h a largura na parte central, e o comprimento do *clip gage* de $25,5 \text{ mm}$ (ver *Figura 3.1*). Como resultado do ensaio de tração, conforme apresentado por URBAN (2003), são obtidas as propriedades básicas da liga de alumínio 6082-T6, apresentadas na *Tabela 3.1* e a curva força *versus* deslocamento do material, da qual se gera a curva tensão *versus* deformação verdadeira pelo processo convencional.

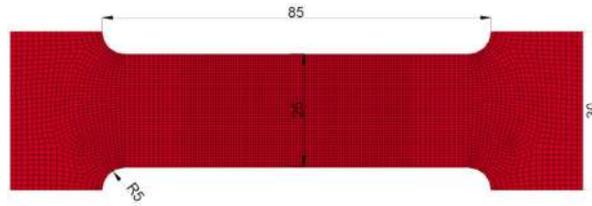


Figura 3.1: Malha de elementos finitos da amostra para ensaio de tração, comprimento do elemento $le=0,65\text{mm}$

A parte linear é definida pelo módulo de elasticidade e tensão de escoamento, e para a parte não linear ajusta-se uma expressão do tipo exponencial:

$$\sigma(\varepsilon^p) = \sigma_y + Q1(1 - \exp(-C1 * \varepsilon^p)) + Q2(1 - \exp(-C2 * \varepsilon^p)) \quad (3.1)$$

onde ε^p é a deformação plástica, σ_y é a tensão de escoamento e $Q1, Q2, C1$ e $C2$ são coeficientes de ajuste da curva.

Para a liga de alumínio 6082-T6 os valores encontrados foram $Q1 = 99,52\text{MPa}$; $Q2 = 0$; $C1 = 5,832$; $C2 = 0$. Esta curva é fornecida ao programa LS-DYNA juntamente com os outros dados do material, sendo também fornecidos os dados da malha de elementos finitos, condições de contorno e carregamento. As condições de contorno são estabelecidas fixando todos os nós de uma das extremidades do espécime, e o carregamento é fornecido através de incrementos de deslocamentos dos nós da extremidade oposta.

Tabela 3.1: Propriedade do material – Liga de alumínio 6082-T6, URBAN (2003).

Descrição	Símbolo	Valor
Módulo de elasticidade	E	70,0 [GPa]
Coefficiente de Poisson	ν	0,33
Tensão de escoamento	σ_y	290,82 [MPa]

Para o programa LS-OPT, o qual vai proceder à geração da curva tensão *versus* deformação com dano, é fornecida a curva força *versus* deslocamento obtida do experimento. Nas análises no LS-DYNA empregou-se elemento sólido (SOLID (ELFORM=1)).

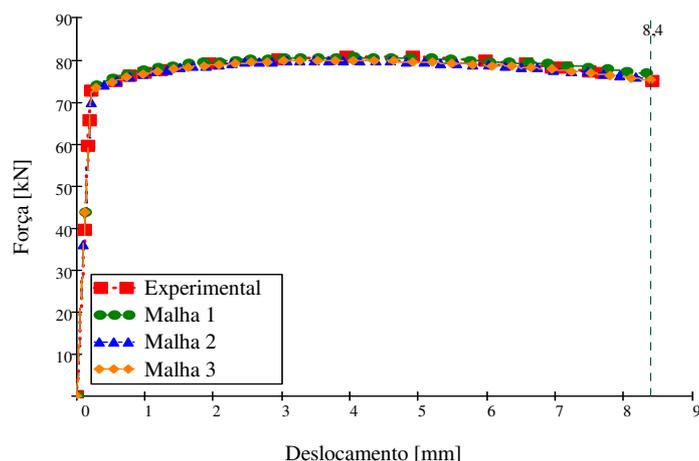


Figura 3.2: Curva força *versus* deslocamento da simulação numérica do ensaio de tração (Malha1: 2,5x2,5x2,5; Malha 2: 1,25,1x1,25x1,25; Malha 3: 0,625x0,625x0,625, em *mm*).

Para verificação da sensibilidade de malha foram usados na parte central elementos com três diferentes comprimentos de arestas, ou seja, malha 1: $l_e = 2,5 \text{ mm}$; malha 2: $l_e = 1,25 \text{ mm}$ e malha 3: $l_e = 0,625 \text{ mm}$. Usando estes três refinamentos de malha fez-se o ajuste da curva força *versus* deslocamento. Como pode ser visto dos gráficos da *Figura 3.2*, as diferenças entre os ajustes com os refinamentos das malhas 1, 2 e 3 com a curva obtida no experimento são desprezíveis. Assim, para economizar tempo computacional, adotou-se para as análises a malha 1 com $l_e = 2,5 \text{ mm}$, que corresponde a 1.496 elementos e 2.125 nós.

Para o ensaio de tração da liga de alumínio 6082-T6, após algumas tentativas de ajuste considerando-se o dano, o denominador de dano $S = 1,4 \text{ MPa}$ foi o que melhor promoveu a aderência entre as curvas força *versus* deslocamento numérica (malha 1) e experimental, na *Figura 3.3* estas curvas são mostradas. Neste gráfico é destacado o deslocamento no início da fratura igual a 8,4 mm, determinado no ensaio experimental.

Na *Figura 3.4* é mostrada a curva tensão *versus* deformação plástica verdadeira sem dano, obtida no teste experimental e a curva do material com dano, gerada numericamente.

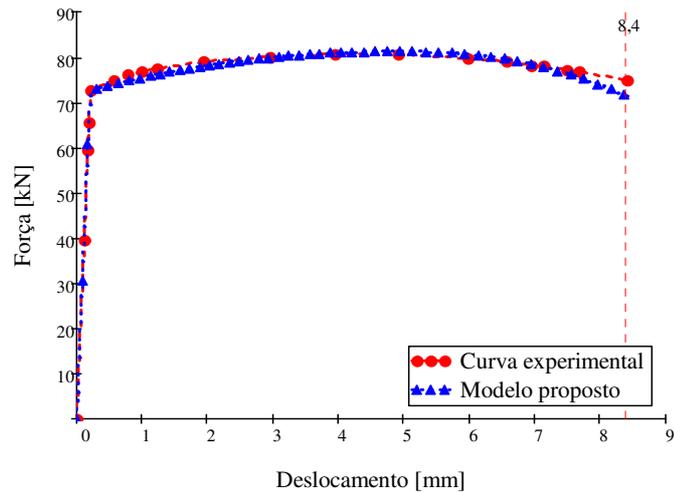


Figura 3.3: Curva força versus deslocamento experimental (URBAN, 2003) e da simulação numérica (com dano) para $S = 1,4$ MPa.

Os parâmetros da função exponencial da equação (3.1) para a curva sem dano foram apresentados anteriormente e, para a curva com dano, o programa LS-OPT determinou os valores $Q1 = 182,32$ MPa; $Q2 = 0$ e $C1 = 7,223$; $C2 = 0$. Observam-se nestas curvas que as tensões para o material considerando o dano são maiores que as do material sem dano, como era de se esperar, a menos de um curto trecho inicial onde pode ter ocorrido um pequeno problema de precisão no ajuste das curvas.

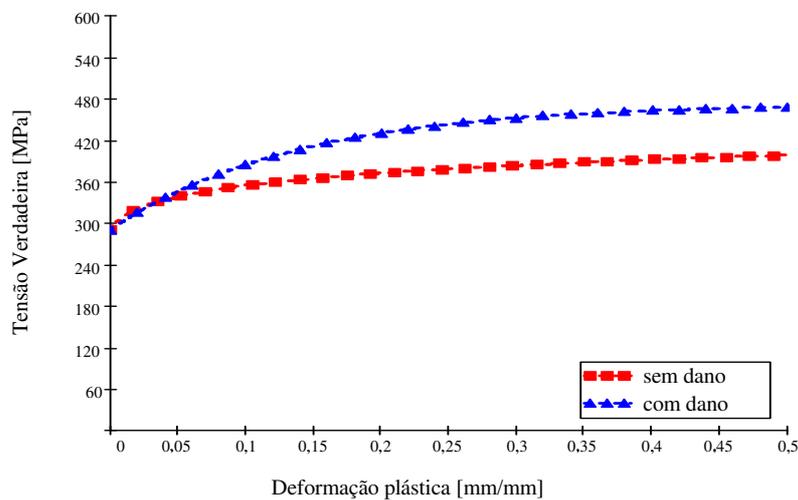


Figura 3.4: Curvas do material da liga de alumínio 6082-T6.

A evolução do dano com o aumento do deslocamento no *clip gage* (carga aplicada), também é um dos importantes resultados da simulação numérica do ensaio de tração, que para o material em análise é mostrada na *Figura 3.5*. Nesta figura, é visto que o deslocamento de início da fratura do teste de tração (8,4 mm) é que define, na

curva dano *versus* deslocamento ou curva de evolução do dano, o dano crítico do material $D_c = 0,28$.

Deve-se acrescentar que este parâmetro, o dano crítico, é que define, em todas as outras análises com este material, o momento de início da fratura do material e indica que o elemento finito que atingiu este limite de dano estará fora da análise nos passos de cargas subsequentes.

Deve-se observar que os valores da triaxialidade de tensão (η) e do parâmetro de Lode (ξ) são os valores do elemento que primeiro falhou, estes e outros parâmetros determinados nesta análise do teste de tração são apresentados na *Tabela 3.2*:

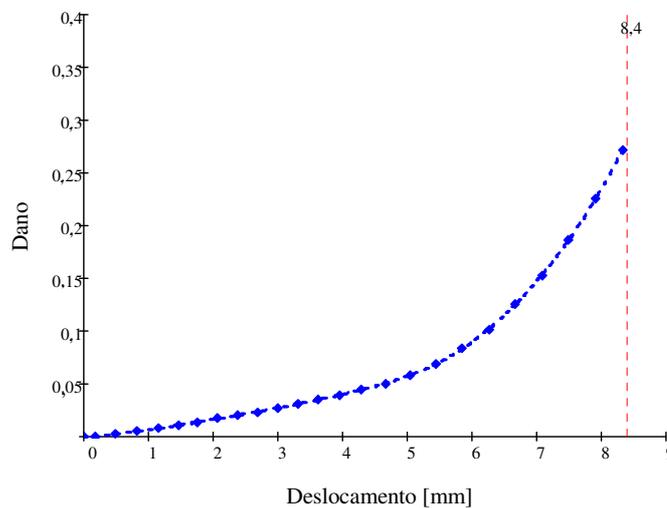


Figura 3.5: Evolução do dano vs deslocamento do *clip gage*.

Tabela 3.2: Principais parâmetros de dano do ensaio de tração.

Denominador de dano (S) [MPa]	Triaxialidade (η)	Parâmetro de Lode (ξ)	Dano crítico (D_c)	Deslocamento de fratura [mm]
1,4	0,45	0,97	0,28	8,4

3.3.2 Determinação da função denominador de dano

Conhecer a função denominador de dano do material é importante para se fazer as análises de estruturas considerando a Mecânica do Dano Contínuo do modelo de Lemaitre modificado nesta tese, de modo a se prever a evolução do dano e, conseqüentemente, a fratura com maior precisão.

Para a determinação dos parâmetros a , b e c da função denominador de dano na equação (2.79), é necessário se conhecer o denominador de dano na fratura (S), a correspondente triaxialidade de tensão (η) e o parâmetro de Lode (ξ) em três ensaios experimentais. Para isto é preciso se realizar simulações numéricas de elementos finitos destes ensaios utilizando o MFDD com a curva do material com dano. Substituindo-se o valor destas grandezas na equação (2.79) é possível se determinar os valores de a , b e c .

Para o teste de tração já se conhece o denominador de dano na fratura, e a correspondente triaxialidade de tensão e o parâmetro de Lode, apresentados na *Tabela 3.2*, encontrados na fase de geração da curva do material com dano. Para os dois ensaios de compressão dos cilindros com $H/D=0,7$ e $1,4$ as análises numéricas são feitas modificando-se o denominador de dano até que o deslocamento de fratura do modelo numérico coincida com o obtido experimentalmente.

No modelo de elementos finitos de cilindros em compressão, foi utilizado elemento do tipo sólido de oito nós, que no LS-DYNA é definido como SOLID (ELFORM=1). O ELFORM = 1 significa que o programa LS-DYNA utilizará uma opção entre as diferentes formulações de elemento sólido disponíveis, neste caso o valor 1 declara que vai ser utilizado a opção “elemento sólido de tensão constante” (Hexaedro liner com um ponto de integração). Para diminuir o custo computacional é considerada a simetria em um plano diametral, sobre o qual foram estabelecidas as condições de contorno para representar esta situação. Nas extremidades superior e inferior do cilindro foram adotadas placas com elementos de superfície de contato, sendo que a placa inferior foi considerada engastada. A modelagem poderia ser reduzida a 1/4 de simetria, mas na presente análise utilizou-se 1/2 simetria. Poderia também ser utilizado elementos axi-simétricos, mas no presente trabalho só foram implementados códigos do MFDD para utilizar elementos sólidos e elementos de cascas.

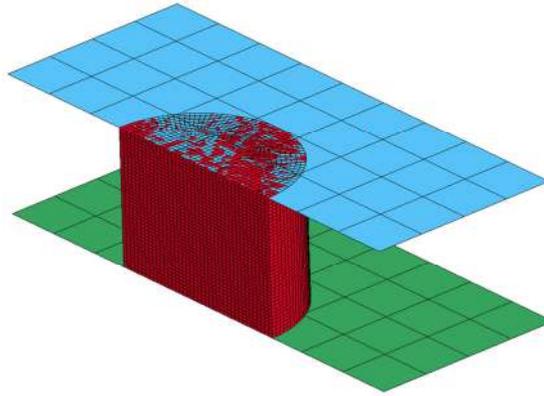


Figura 3.6: Malha de elementos finitos do corpo de prova cilíndrico.

O carregamento é aplicado na forma de incrementos de deslocamentos impostos na extremidade superior. O coeficiente de atrito utilizado na análise foi $\mu = 0,6$, igual ao empregado por URBAN (2003). Diferentes coeficientes de fricção, entre 0,3 e 0,6, foram testados e não resultaram em variação significativa dos deslocamentos horizontais do cilindro (embarrigamento). Preferiu-se utilizar o mesmo valor indicado por URBAN. O parâmetro para o efeito de fechamento de trinca foi considerado $h = 0,2$. Na *Figura 3.6* o modelo de elementos finitos é mostrado junto com as placas das extremidades para o corpo de prova com $H=7 \text{ mm}$ e $D=10 \text{ mm}$, mas que também serve para ilustrar os modelos para os outros corpos de prova, diferindo apenas nas suas alturas.

No estudo de sensibilidade de malha utilizaram-se elementos com arestas equivalentes de $0,35 \text{ mm}$, $0,175 \text{ mm}$ e $0,0875 \text{ mm}$, para o cilindro com $H/D=0,7$. Na *Figura 3.7* são mostradas as curvas força *versus* deslocamento resultantes das análises com malhas destas três dimensões. Como pode ser visto na *Figura 3.7*, as três curvas são praticamente coincidentes, então, baseado nestes resultados, adotou-se para os cilindros em todas as análises malhas de elementos com dimensões de $0,35 \text{ mm}$, que para o cilindro $H/D=0,7$ corresponde a 4.040 elementos e 4.809 nós.

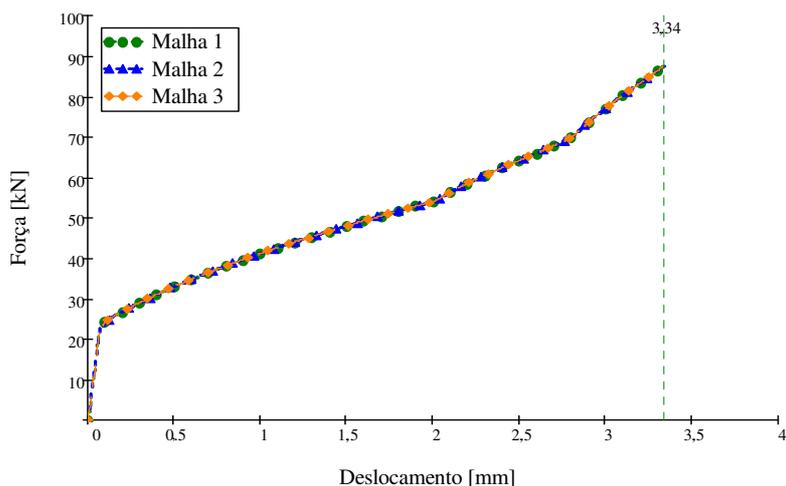


Figura 3.7: Curva força *versus* deslocamento da simulação numérica, do ensaio de compressão ($H/D=0,7$): Malha 1 = $0,35 \times 0,35 \times 0,35$; Malha 2 = $0,175,1 \times 0,175 \times 0,175$; Malha 3 = $0,0875 \times 0,0875 \times 0,0875$.

As análises de compressão dos corpos de prova com $H=7,0 \text{ mm}$ e $H=14,0 \text{ mm}$ são realizadas com o MFDD usando a curva do material com dano, e adotando-se como valor inicial do denominador de dano $S = 1,4 \text{ MPa}$, que foi determinado no ensaio de tração. Na análise do cilindro com $H=7,0 \text{ mm}$ o primeiro elemento a atingir o valor do dano crítico do material $D_c = 0,28$ foi quando o deslocamento atingiu $3,76 \text{ mm}$ e a fratura obtida no teste experimental ocorreu quando o deslocamento foi de $3,5 \text{ mm}$. No espécime com $H=14 \text{ mm}$ a fratura aconteceu quando o deslocamento atinge $8,29 \text{ mm}$ na análise numérica e o experimental foi em $6,3 \text{ mm}$. As curvas força *versus* deslocamento do espécime com $H/D=0,7$ no ensaio experimental, a calculada usando o MFDD e o MLO, são mostradas na Figura 3.8. Pode ser visto que usando o mesmo denominador de dano ($S = 1,4 \text{ MPa}$), o MLO apresenta uma fratura com deslocamento de $1,9 \text{ mm}$ e carga muito inferior à obtida experimentalmente.

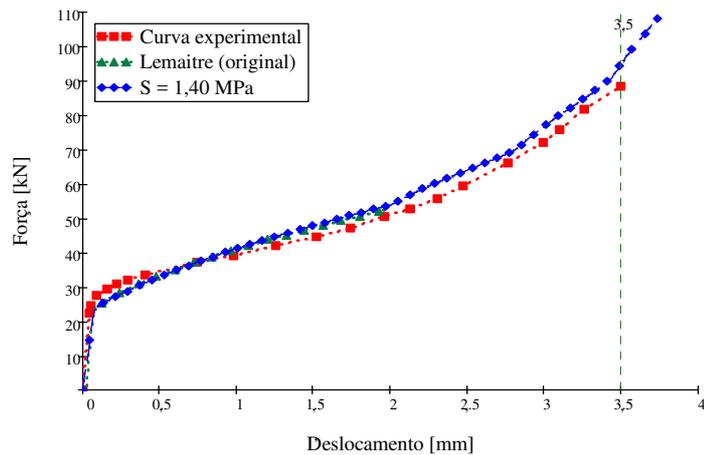


Figura 3.8: Curva força *versus* deslocamento experimental (URBAN, 2003) e numérica com $S = 1,4$ MPa usando o MLO e o MFDD para o cilindro com $H/D=0,7$.

Na *Figura 3.9* é mostrado o início da fratura na parte interna do espécime previsto pelo MLO e na *Figura 3.10* o início da fratura na parte externa do espécime próximo ao plano de simetria longitudinal, previsto pelo MFDD. Segundo relato de URBAN (2003), observações realizadas durante o ensaio mostram que a previsão do MFDD representa com fidelidade o ocorrido no ensaio. Assim, a comparação das previsões do deslocamento de fratura e do local onde ocorre primeiro mostram a superioridade do MFDD sobre o MLO.

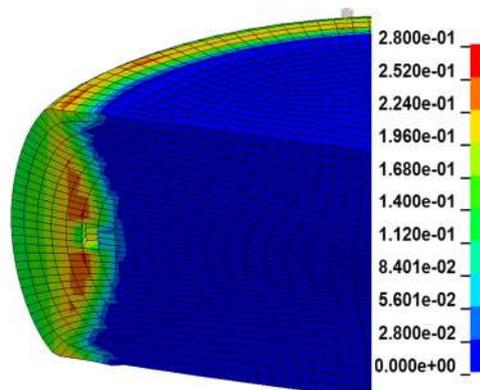


Figura 3.9: Início da fratura na parte interna do cilindro previsto pelo MLO (Dano acumulado)

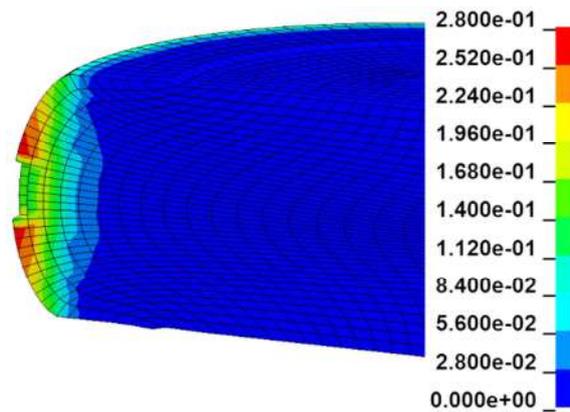


Figura 3.10: Início da fratura na parte externa do cilindro à meia altura previsto pelo MFDD (Dano acumulado)

Como acontece no experimento, os modelos numéricos apresentam um embarrigamento, que segundo o relato de URBAN (2003), deve-se ao atrito do cilindro nas superfícies superior e inferior, onde o início da fratura acontece na sua superfície exterior. Como a curva força *versus* deslocamento do cilindro com $H/D=1,4$ não foi mostrada por URBAN (2003), optou-se por não apresentar as curvas numéricas para este ensaio, devido a grande semelhança de comportamento com às mostradas na *Figura 3.8*.

Como foi constatado acima, os deslocamentos calculados para ambos os corpos de prova não coincidiram com os experimentais, significando que o denominador de dano ($S = 1,4$ MPa) encontrado para o ensaio de tração não satisfaz a outros carregamentos e outras geometrias. Assim, para se buscar a coincidência entre os deslocamentos, o denominador de dano é modificado até que se obtenha uma aproximação considerada satisfatória. Como ilustração, na *Tabela 3.3* é apresentada a mudança que ocorre no deslocamento de fratura, triaxialidade de tensão e parâmetro de Lode com as alterações no denominador de dano para o corpo de prova com $H/D=0,7$ e $H/D=1,4$.

A sequência de variação do denominador de dano da *Tabela 3.3* é apenas ilustrativa, não foi a utilizada para encontrar os valores do denominador de dano que produziu o deslocamento próximo ao experimental. Na *Tabela 3.3* pode ser visto que para o cilindro $H/D=0,7$ o denominador de dano que forneceu o deslocamento mais próximo do experimental foi $S = 1,23$ MPa e para o cilindro $H/D=1,4$ foi para $S =$

0,65 MPa. Os dados apresentados na *Tabela 3.3* evidenciam que a variação do denominador de dano se dá em função do

no material. Portanto, precisa-se uma função que varia de acordo com os valores de triaxialidade e parâmetro de Lode, que indicam o estado da tensão do material.

Tabela 3.3: Parâmetros calculados para diferentes valores do denominador de dano.

	H/D=0,7				H/D=1,4			
	S(MPa)	η	ξ	δ (mm)	S(MPa)	η	ξ	δ (mm)
Experimental				3,5				6,30
S1	1,00	0,28	0,99	3,16	0,30	0,05	0,31	5,00
S2	1,23	0,34	0,96	3,48	0,65	0,21	0,87	6,37
S3	1,40	0,32	0,99	3,76	1,40	0,42	0,73	8,29
S4	1,90	0,33	0,99	4,26	2,00	0,50	0,25	9,10
S5	2,40	0,3	1,00	4,80				

Na *Figura 3.11* são apresentadas as curvas de evolução do dano, para os elementos que primeiro atingiram o dano crítico, no ensaio do corpo de prova H/D=0,7 para cada denominador de dano mostrado na *Tabela 3.3*. Considerou-se também o MLO com S=1,4 MPa. Pode ser visto que os comportamentos de todas as curvas resultantes do MFDD são muito semelhantes, ou seja, têm uma parte inicial com uma declividade baixa, até o deslocamento de 1,4 mm. A partir deste ponto existe uma mudança brusca da declividade, e com um comportamento não linear. A curva correspondente ao MLO apresenta um trecho inicial muito pequeno, em seguida, apresenta uma inclinação acentuada, atingindo o dano crítico $D_c = 0,28$, com deslocamento muito inferior aos demais.

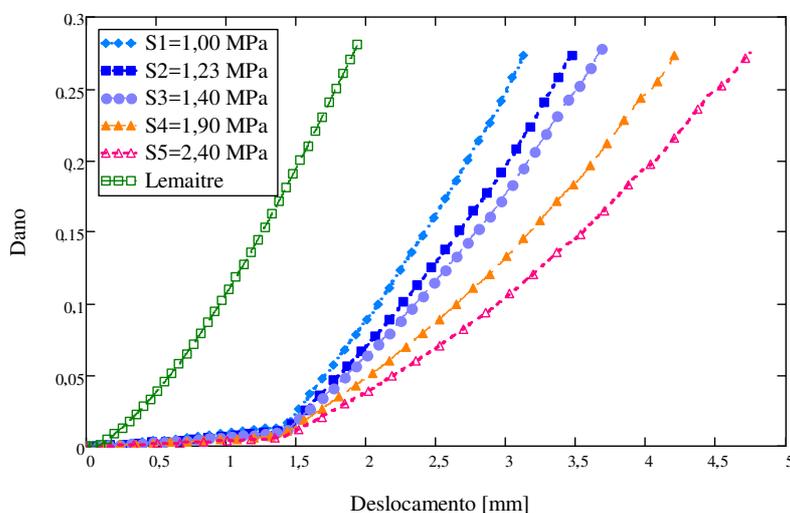


Figura 3.11: Curva dano *versus* deslocamento do ensaio de compressão, para diferentes denominadores de dano (S) para ($H/D=0,7$).

Como ficou evidente das análises anteriores o denominador de dano para um material é variável, e nesta tese é proposto uma previsão para determinar o seu valor, que no caso mais geral é dado pela expressão (2.79), que reescrevemos abaixo:

$$S(\eta, \xi) = \frac{1}{a\left(\frac{1}{2} + \eta\right) + b(1 - \xi^2)} + c|\eta| \quad (3.2)$$

Esta função denominador de dano, para ser aceita como aplicável a outras estruturas e condições de carregamento, ou seja, ser uma função do material, primeiro deve satisfazer aos ensaios realizados. A estratégia a ser empregada é substituir nesta equação os valores do denominador de dano (S), triaxialidade de tensão (η) e parâmetro de Lode (ξ) do primeiro elemento a falhar das simulações que reproduziram os três ensaios experimentais. Estes parâmetros são apresentados na *Tabela 3.4*.

Tabela 3.4: Valores dos parâmetros determinados numericamente para os ensaios.

	Denominador de dano (S) [MPa]	Triaxialidade (η)	Parâmetro de Lode (ξ)
Tração	1,40	0,45	0,97
H/D=0,7	1,26	0,34	0,96
H/D=1,4	0,65	0,21	0,87

Substituindo-se os valores de S, η e ξ dados na *Tabela 3.4* na equação (3.2), obtém-se um sistema de três equações e três incógnitas, que resolvido encontra-se os coeficientes dados na *Tabela 3.5*.

Tabela 3.5: Coeficientes da função denominador de dano baseado nas análises MFDD.

Coeficiente da equação (3.2)	Valor
a	$0,57[\text{MPa}]^{-1}$
b	$8,42[\text{MPa}]^{-1}$
c	$1,13[\text{MPa}]$

Estes coeficientes são substituídos na equação (3.2) para determinar a função denominador de dano, que será empregada para refazer as análises dos ensaios empregando-se o MFDD. Os resultados obtidos das análises simulando os três ensaios estão mostrados na *Tabela 3.6*, onde na segunda coluna são apresentados os

deslocamentos experimentais e na terceira coluna os deslocamentos calculados. Na quarta e quinta colunas são dadas as triaxialidades e os parâmetro de Lode, respectivamente. Como esperado, os resultados dos deslocamentos de fratura não repetiram os experimentais, pois a consideração do denominador de dano combinando os três ensaios altera as condições de dano acumulado, as triaxialidades de tensões e os parâmetros de Lode. Pode ser visto que os resultados do deslocamento para o ensaio de tração e para os corpos cilíndricos não apresentaram boa aproximação.

Tabela 3.6: Resultados das análises usando a função denominador de dano (1ª tentativa)

	Deslocamento Experimental (<i>mm</i>)	Deslocamento Numérico (<i>mm</i>)	Triaxialidade de Tensão (η)	Parâmetro de Lode (ξ)	Denominador de Dano (<i>S</i>) [MPa]
Tração	8,40	6,10	0,547	0,870	0,932
H=7 <i>mm</i>	3,50	1,76	0,111	0,387	0,267
H=14 <i>mm</i>	6,30	5,32	0,165	0,437	0,324

Este resultado significa que nesta primeira iteração a função estabelecida não representa bem a variação do denominador de dano. Então, existe a necessidade de se ajustar a função denominador de dano de modo que os deslocamentos calculados se aproximem mais aos experimentais. Assim, a estratégia empregada para o ajuste da função denominador de dano é a mesma anterior, quando da aplicação do MFDD para o ajuste do denominador de dano para os ensaios. Isto significa que se deve tentativamente alterar o valor da função denominador de dano, com a mesma lógica usada anteriormente, mantendo-se os correspondentes valores da triaxialidade de tensão e do parâmetro de Lode de cada ensaio. Substituindo-se os valores dos parâmetros destes três ensaios na equação (3.2), e resolvendo o sistema, encontram-se os novos coeficientes *a*, *b* e *c*. Com a função denominador de dano determinada faz-se a análise para cada ensaio, caso os deslocamentos calculados não se aproximem do experimental deve-se fazer uma nova iteração. Quando as aproximações dos deslocamentos de fratura numéricos em relação aos experimentais forem consideradas satisfatórias, a função denominador de dano é considerada como sendo a função do material, e possibilitará fazer as simulações numéricas de qualquer estrutura e carregamento visando a predição da fratura dúctil.

Comparando os deslocamentos da primeira coluna com os da segunda da *Tabela 3.7*, pode ser visto que os deslocamentos calculados para os três ensaios foram menores que os experimentais. Seguindo a estratégia para tentar melhorar estes resultados, os

denominadores de dano devem ser aumentados em relação aos da iteração anterior. Na quarta coluna são mostrados os denominadores usados nos três ensaios na iteração anterior e na quinta coluna os alterados para se utilizar na determinação dos novos coeficientes da função denominador de dano.

Tabela 3.7: Denominador de dano tentativo para o cálculo dos coeficientes da função denominador de dano.

	Deslocamento Experimental (mm)	Deslocamento Anterior (mm)	Denominador Anterior (S) [MPa]	Denominador Tentativo (S) [MPa]
Tração	8,40	6,10	1,40	1,80
H/D=0,7	3,50	1,76	1,26	2,50
H/D=1,4	6,30	5,32	0,65	0,80

Usando na equação (3.2) estes novos denominadores de dano tentativos, junto com as triaxialidades de tensão (η) e parâmetros de Lode (ξ) dados na Tabela 3.4 e resolvendo o sistema de equações, determinam-se os coeficientes dados na Tabela 3.8.

Tabela 3.8: Coeficientes da função denominador de dano da 1ª iteração para o MFDD

Coeficiente da equação (3.2)	Valor
a	$2,49[\text{MPa}]^{-1}$
b	$5,90[\text{MPa}]^{-1}$
c	$1,25[\text{MPa}]$

Fazendo-se outras iterações e tentativamente alterando o valor do denominador de dano e refazendo-se as análises dos ensaios, chegou-se aos coeficientes da equação (3.2) dados na Tabela 3.9.

Tabela 3.9: Coeficientes da função denominador de dano usando o MFDD

Coeficiente da equação (3.2)	Valor
a	$0,661[\text{MPa}]^{-1}$
b	$0,686[\text{MPa}]^{-1}$
c	$-0,603[\text{MPa}]$

Estes coeficientes substituídos na equação (3.2) formam a função denominador de dano dada pela equação (3.3), mostrada a seguir:

$$S(\eta, \xi) = \frac{1}{0,661 \left(\frac{1}{2} + \eta \right) + 0,686(1 - \xi^2)} - 0,603|\eta| \quad (3.3)$$

Os resultados da aplicação do MFDD com a função denominador de dano dada na equação (3.3) aos modelos dos ensaios experimentais são mostrados na *Tabela 3.10*. Como pode ser observado, os deslocamentos calculados têm boa aderência aos experimentais, a menos do referente ao do corpo de prova com $H/D=1,4$, onde a diferença foi um pouco maior.

Tabela 3.10: Resultados das análises usando a equação (3.3)

	Deslocamento Experimental (<i>mm</i>)	Deslocamento Numérico (<i>mm</i>)	Denominador de Dano (<i>S</i>) [MPa]	Triaxialidade de Tensão (η)	Parâmetro de Lode (ξ)
Tração	8,40	7,98	0,836	0,540	0,864
H/D=0,7	3,50	3,34	1,530	0,335	0,981
H/D=1,4	6,30	7,65	1,560	0,227	0,917

Assim, considerou-se que a expressão da equação (3.3) é a função denominador de dano da liga de alumínio 6082-T6, e que pode ser aplicada à predição da fratura dúctil de qualquer estrutura construída com este material. Evidentemente, como foram utilizados ensaios do material que não envolveram no local de início da fratura triaxialidade negativa e nem muito próxima de zero, e os seus correspondentes parâmetros de Lode, acreditamos que se forem incorporados resultados de ensaios com estas características esta equação poderá ser aperfeiçoada.

3.3.3 Aplicação da função denominador de para a liga de alumínio 6082-T6.

Como anunciado no início deste exercício, não foi possível obter uma estrutura com dados medidos para que pudesse servir para comparação com os resultados obtidos da aplicação do MFDD, usaremos outro corpo de prova cilíndrico com $H/D=1,0$ em compressão, cujos resultados experimentais também foram obtidos por URBAN (2003).

O modelo para análise de elementos finitos usando o MFDD é o mesmo empregado nas análises anteriores, e a equação (3.3) da função denominador de dano do material é a definida para realização dos cálculos para previsão da fratura deste cilindro submetido à carga de compressão. Na *Tabela 3.11* é mostrado o valor do deslocamento aplicado quando a fratura é iniciada e os valores da triaxialidade de tensão e do parâmetro de Lode correspondente ao elemento ou elementos que primeiro fraturaram, ou seja, no local do início da fratura.

Tabela 3.11: Resultados da análise usando o MFDD com a equação (3.3)

	Deslocamento Experimental (mm)	Deslocamento Numérico (mm)	Denominador de Dano (S) [MPa]	Triaxialidade de Tensão (η)	Parâmetro de Lode (ξ)
H/D=1,0	5,7	5,2	0,767	0,427	0,712

Como pode ser visto na *Tabela 3.11*, para o cilindro com H/D=1,0 construído com a liga de alumínio 6082-T6, a previsão do deslocamento correspondente à fratura do material quando submetido a carregamento compressivo foi muito boa. Na *Figura 3.12* é traçada a curva obtida experimentalmente (URBAN, 2003) e da análise numérica através do MFDD. Estas curvas apresentam boa concordância sendo que a carga de fratura apresenta uma diferença inferior a 8%. Na *Figura 3.13* é mostrado o desenvolvimento da triaxialidade de tensão (η) e do parâmetro de Lode (ξ) com o crescimento do deslocamento aplicado no elemento que falhou primeiro. No início, a triaxialidade rapidamente atinge o valor de -0,35 enquanto o parâmetro de Lode vai para -1,0, a seguir ambos crescem quase que linearmente e atingem o valor nulo com o deslocamento igual a 2,3 mm. Continuam crescendo, e o parâmetro Lode, logo após atingir seu valor máximo igual a 1,0, começa a decrescer. Os valores da triaxialidade e do parâmetro de Lode na fratura são mostrados na *Tabela 3.11*.

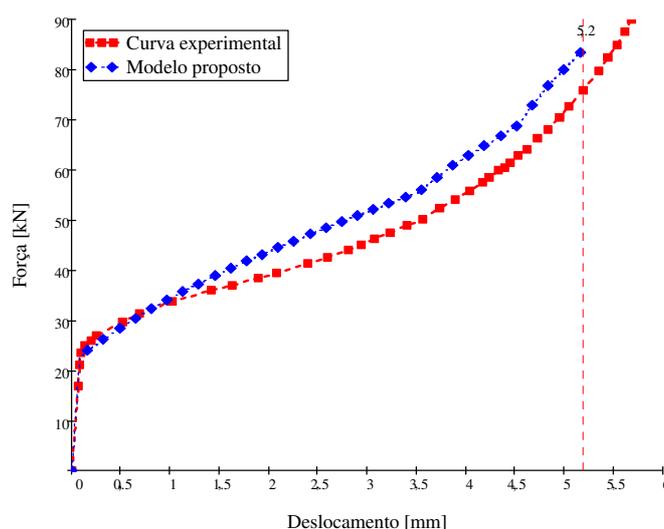


Figura 3.12: Curva força *versus* deslocamento do ensaio de compressão (H/D=1)

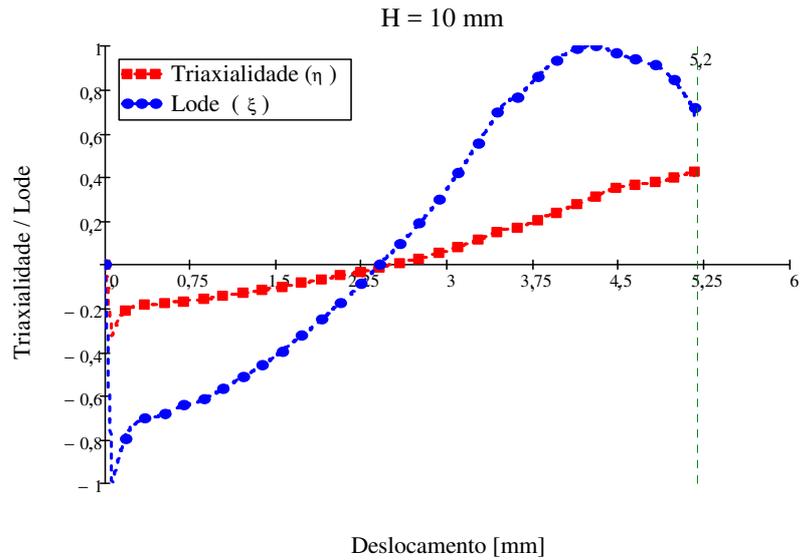


Figura 3.13: Curva triaxialidade (η) versus deslocamento e parâmetro de Lode (ξ) versus deslocamento. (ensaio de compressão ($H/D=1$))

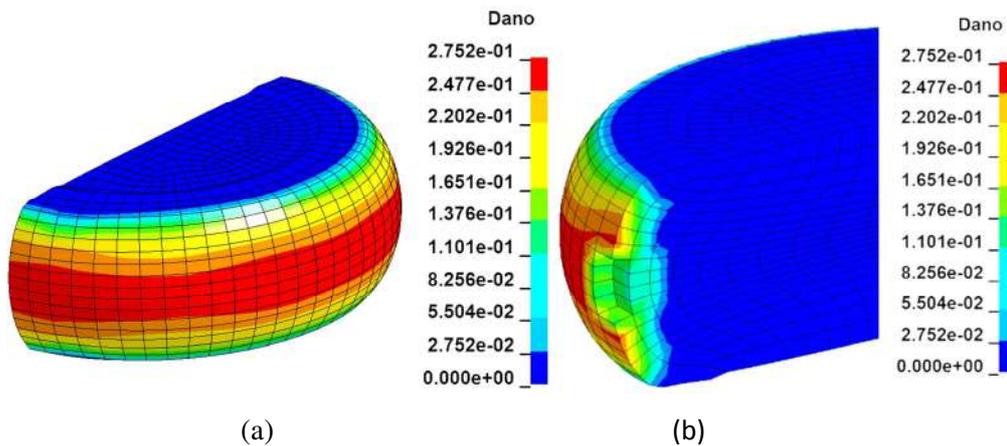


Figura 3.14: (a) Dano antes do início da fratura; (b) Dano no início da fratura ($H/D=1,0$).

Na *Figura 3.14(a)* é mostrada a distribuição do dano no passo de carga imediatamente anterior ao início da fratura no volume do corpo de prova cilíndrico deformado. Nota-se, nesta figura, que o dano em toda a parte central é nulo, ou seja, não acumulou dano até aquele momento, e no embarrigamento existe um aumento rápido do dano, cujos maiores valores estão na superfície externa próximo à metade da altura. Na *Figura 3.14(b)* é apresentada a distribuição do dano no momento de início da fratura. A distribuição do dano pelo volume do corpo de prova é semelhante ao já descrito, e destaca-se um dos locais do início da fratura com quatro elementos que falharam fora da malha, significando que não serão considerados na realização da análise para o passo de carga seguinte. Vale ressaltar que este comportamento da fratura se iniciou na superfície

do corpo de prova foi relatado por URBAN (2003), significando que na análise com o MFDD o local da fratura foi determinado com exatidão, representando o ocorrido no experimento.

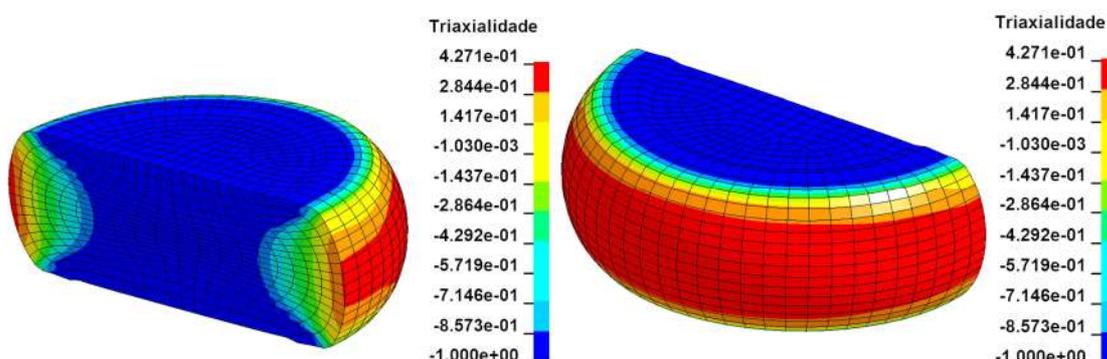


Figura 3.15: Distribuição da triaxialidade de tensão antes do início da fratura.

Na *Figura 3.15* são mostradas duas vistas da distribuição da triaxialidade de tensões no volume do corpo de prova ($H/D=1,0$). Observa-se que esta distribuição é parecida com a do dano, ou seja, na parte central do volume a triaxialidade é igual a $-1,0$ e conforme se aproxima da superfície lateral o seu valor aumenta até o máximo de $0,427$, na superfície.

Na *Figura 3.16* são mostradas duas vistas da distribuição do parâmetro de Lode no volume do corpo de prova ($H/D=1,0$). Pode ser visto que na parte central o parâmetro de Lode se mantém constante e igual a $-1,0$ e, conforme se aproxima da superfície lateral e da superfície superior e inferior, há um crescimento gradativo. No centro das superfícies superior e inferior o parâmetro de Lode se mantém igual a $-1,0$ e conforme se afasta lateralmente passa a ter um aumento, chegando o seu valor a zero nestas superfícies. Seu valor máximo igual a $1,0$ é atingido na superfície lateral externa.

A distribuição das deformações plásticas equivalentes no corpo de prova cilíndrico submetido a esforços de compressão imediatamente antes da fratura é mostrada na *Figura 3.17*. Como pode ser visto as deformações plásticas equivalentes máximas se concentram próximo ao núcleo e as menores deformações acontecem na parte central das superfícies superior e inferior. Nas partes restantes, as deformações plásticas equivalentes se mantêm com valores intermediários.

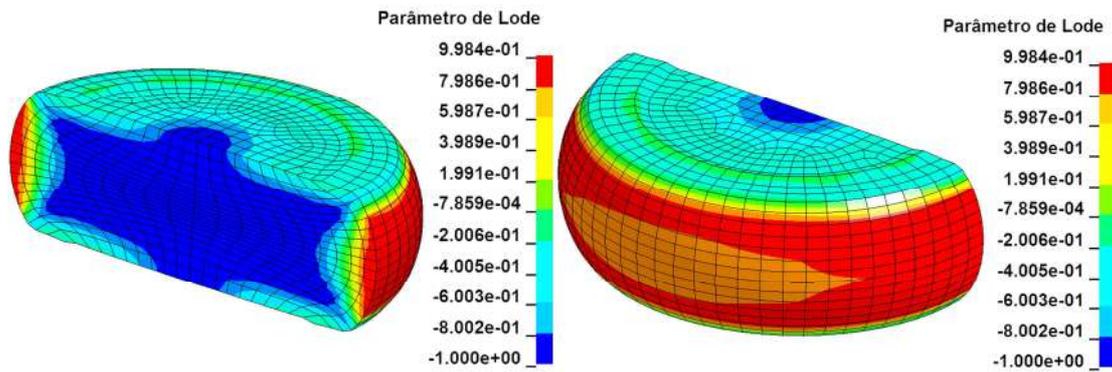


Figura 3.16: Distribuição do parâmetro de Lode antes do início da fratura.

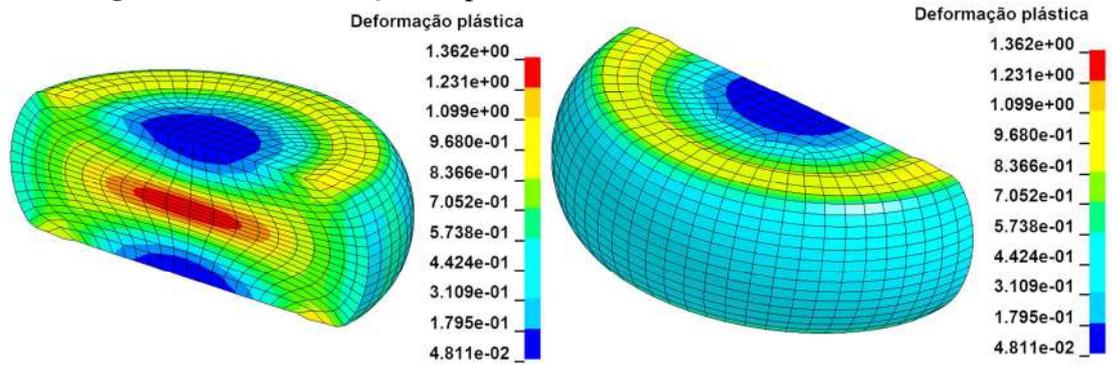


Figura 3.17: Distribuição da deformação plástica equivalente antes do início da fratura.

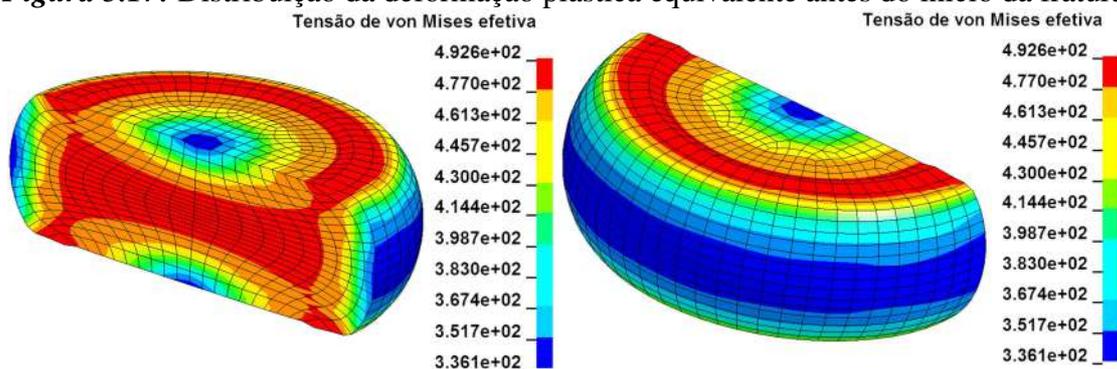


Figura 3.18: Distribuição da tensão de von Mises efetiva antes do início da fratura.

Na *Figura 3.18* é apresentada a distribuição das tensões de von Mises efetivas (MPa), onde se observa a máxima tensão distribuída por uma vasta quantidade do volume do corpo de prova, ficando as ocorrências das tensões mínimas no corpo de prova deformado restritas às regiões equatorial e polares próximas, havendo ainda uma pequena região de transição entre as tensões máximas e mínimas.

3.4 Indentação de painéis enrijecidos

Neste estudo de validação do modelo MFDD, se utilizará os ensaios de indentação em painéis realizados por ALSOS *et al.* (2009a). Estes ensaios correspondem a um painel com um enrijecedor central longitudinal (1FB), mostrado na *Figura 3.19(a)*, e outro com dois enrijecedores longitudinais simétricos (2FB), com distância entre eles de 240 mm, mostrado na *Figura 3.19 (b)*.

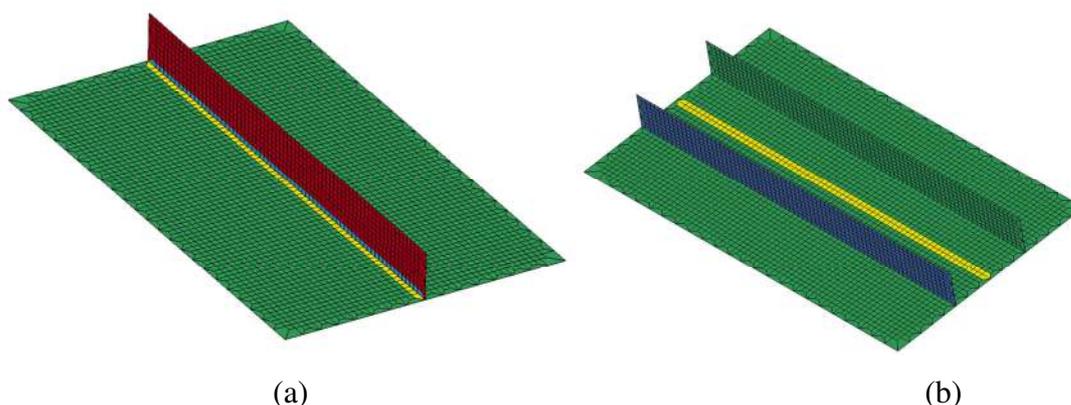


Figura 3.19: (a) Painel com um enrijecedor central (1FB); (b) Painel com dois enrijecedores simétricos (2FB), (ALSOS *et al.*, 2009).

O trabalho experimental de ALSOS *et al.* (2009a) é tomado como referência por diferentes autores para validar seus modelos de critérios de falha. Entre eles podem-se citar os trabalhos realizados por MARINATOS e SAMUELIDES (2013), KORGESAR e ROMANOFF (2014) e STORHEIM *et al.* (2015).

Os painéis têm dimensões de 1200 x 720 mm e a espessura da placa é de 5 mm, e os enrijecedores são de tipo barra chata com 1200 x 120 x 6 mm. O material utilizado para a construção dos painéis foi aço doce S235JR EN10025 (o aço S235JR EM 10025 definido na norma européia é equivalente ao aço ASTM-A 283 C ou ASTM-A 570 Gr.33).

Na *Figura 3.20* são apresentadas a geometria e as dimensões do quadro estrutural sobre o qual o painel será encaixado e soldado, assim como a geometria do indentador rígido utilizado nos experimentos. Observa-se, na *Figura 3.29*, que nas laterais do painel são colocadas vigas caixão mais rígidas que evitarão a deformação nos apoios quando da aplicação da carga sobre o painel. Na *Figura 3.21* é apresentado o painel colocado sobre a estrutura para apoio, mostrando um esboço da configuração de como é realizado o ensaio. A velocidade de penetração do indentador (aplicação da carga) foi de 10 mm/min.

Nesta aplicação o objetivo é prever o local de início da falha e o momento em que ela ocorre nos dois painéis quando submetidos à carga aplicada pelo indentedor. Os resultados serão comparados com os dos testes experimentais realizados por ALSOS *et al.* (2009a).

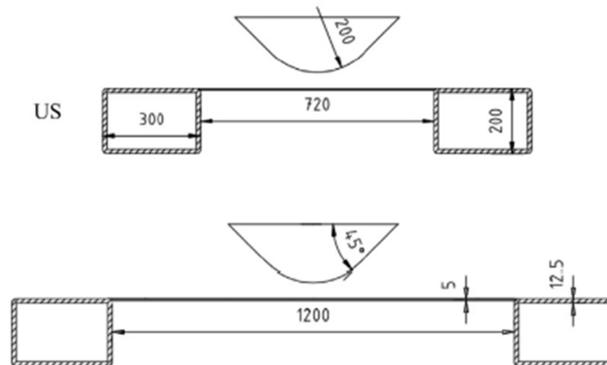


Figura 3.20: Dimensões e geometria do painel de indentação e do indentedor rígido, adaptado de ALSOS *et al.*(2009a).

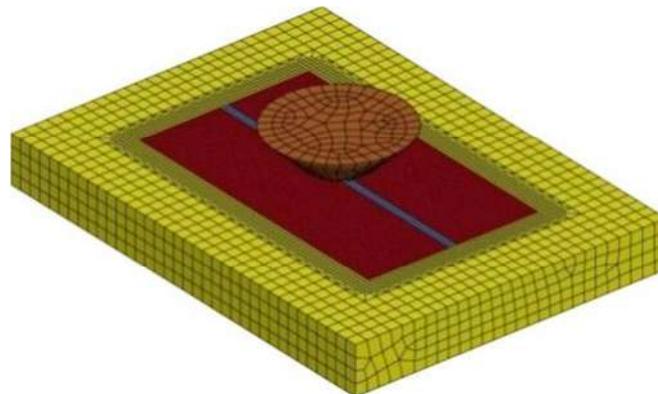


Figura 3.21: Esboço do painel com as vigas laterais de apoio e representação do indentedor.

3.4.1 Ensaio de tração

O ensaio de tração foi desenvolvido com um corpo de prova plano de seção retangular de espessura (t) igual a 10 *mm* e largura (b) de 30 *mm*, e o comprimento do *clip gage* foi de 50 *mm*.

Como resultado do ensaio de tração, conforme apresentado por ALSOS *et al.* (2009a), são obtidas as propriedades elásticas do aço doce S235JR EN10025, apresentadas na *Tabela 3.12*, e a curva tensão *versus* deformação verdadeira calculada pelo processo convencional a partir da curva força *versus* deslocamento determinada no ensaio de tração. Para a parte não linear da curva tensão *versus* deformação verdadeira

ajusta-se a expressão exponencial dada pela equação (3.1), cujos coeficientes para o aço S235JR EN10025 são apresentados na *Tabela 3.13*.

Tabela 3.12: Propriedades elásticas do aço S235JR EN10025, (ALSOS *et al.*, 2009).

Descrição	Símbolo	Valor
Modulo de elasticidade	E	210 GPa
Coefficiente de Poisson	ν	0,33
Tensão de escoamento	σ_o	235 MPa

Tabela 3.13: Coeficientes da equação (3.1) da curva tensão *versus* deformação verdadeira do material sem dano.

Descrição	Símbolo	Valor
Coeficiente 1	Q1	350,2 MPa
Coeficiente 2	C1	4,6

Para simulação numérica do ensaio de tração foram utilizados elementos sólidos (SOLID (ELFORM=1)) do LS-DYNA. Para verificação da sensibilidade de malha empregou-se elementos com comprimentos de arestas iguais a 5,0 mm, 3,0 mm e 1,5 mm, e na *Figura 3.22* é mostrado o corpo de prova com suas principais dimensões e a malha de elementos finitos com comprimento de aresta igual a 5,0 mm.

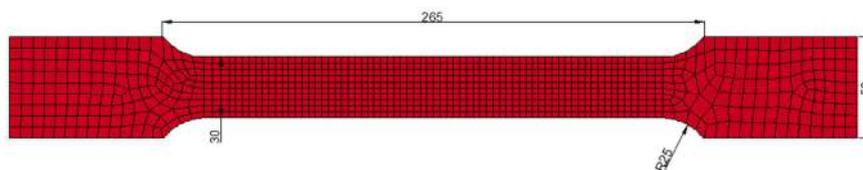


Figura 3.22: Corpo de prova de tração com malha de elementos com 5,0 mm de comprimento.

Usando o programa LS-DYNA convencional, com estes três refinamentos produziram-se as curvas mostradas na *Figura 3.23*, as quais se sobrepõem quase que perfeitamente à curva experimental. Para economizar tempo computacional, utilizou-se nas outras análises a malha 1, isto é, elementos com comprimento de aresta $le=5,0$ mm, que corresponde a 1172 elementos e 2043 nós.

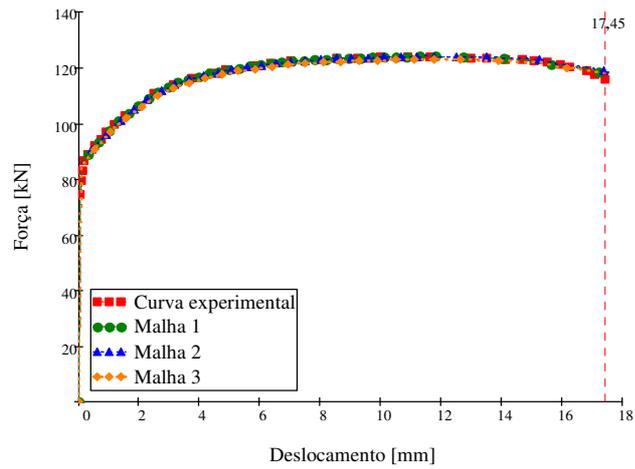


Figura 3.23: Curva força *versus* deslocamento das simulações numéricas do ensaio de tração (Malha 1, $le=5,0\text{ mm}$; Malha 2, $le=3,0\text{ mm}$; Malha 3: $le=1,5\text{ mm}$).

Nas simulações numéricas do ensaio de tração do aço doce S235JR EN10025, após algumas tentativas de ajuste considerando-se o dano, o denominador de dano $S = 1,97\text{ MPa}$ foi o que melhor proporcionou a coincidência dos deslocamentos de fratura entre as curvas força *versus* deformações numérica e experimental, na *Figura 3.24* são mostradas estas curvas. Neste gráfico é destacado o valor do deslocamento de início da fratura determinado no teste experimental como sendo de $17,45\text{ mm}$.

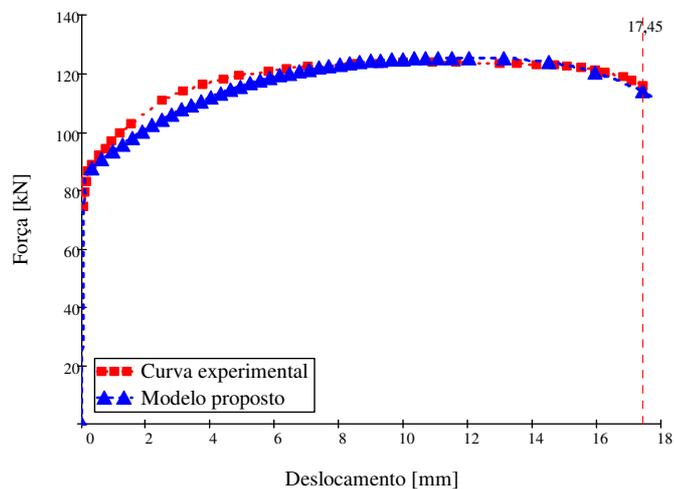


Figura 3.24: Curva de força *versus* deslocamento experimental (ALSOS *et al.*, 2009) e da simulação numérica (com dano) para $S = 1,97\text{ MPa}$.

No início da curva força *versus* deslocamento utilizando dano, observa-se uma diferença com o ensaio experimental. Isto foi, possivelmente, no processo de otimização, quando são calculados os valores Q1 e C1.

Tabela 3.13: Parâmetros de calibração para a curva de material

Descrição	Símbolo	Valor
Coeficiente 1	Q1	400 MPa
Coeficiente 2	C1	5,03

Na *Figura 3.25* é mostrada a curva tensão *versus* deformação plástica verdadeira sem dano, obtida a partir do teste experimental, e a curva do material com dano, dada como resultado do ajuste da curva força *versus* deslocamento definida pelas análises de elementos finitos e a curva experimental do ensaio de tração.

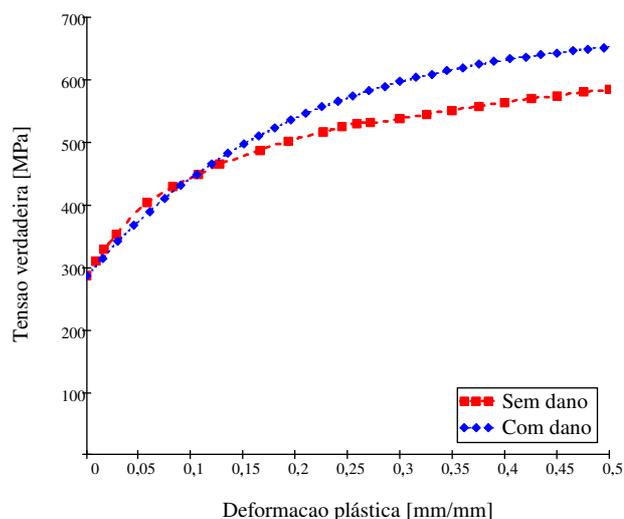


Figura 3.25: Curvas do material aço doce S235JR EN10025.

A evolução do dano com o aumento do deslocamento medido no *clip gage* na simulação numérica do ensaio de tração do material é mostrada na *Figura 3.26*. Este gráfico mostra que o deslocamento de início da fratura (17,5 mm), é que define, na curva dano *versus* deslocamento, o dano crítico do material $D_c = 0,31$.

O ajuste da curva força *versus* deslocamento, mostrada na *Figura 3.24*, proporcionou a definição dos parâmetros do material como o denominador de dano $S = 1,97$ MPa. O denominador de dano (S), a triaxialidade de tensão (η) e o parâmetro de Lode (ξ) são valores do primeiro elemento que falhou na simulação numérica do ensaio de tração, e são apresentados com os demais parâmetros na *Tabela 3.14*. Na *Figura 3.27* são mostrados os valores da triaxialidade de tensão e do parâmetro de Lode do elemento que primeiro fraturou no ensaio de tração, com o aumento do deslocamento aplicado.

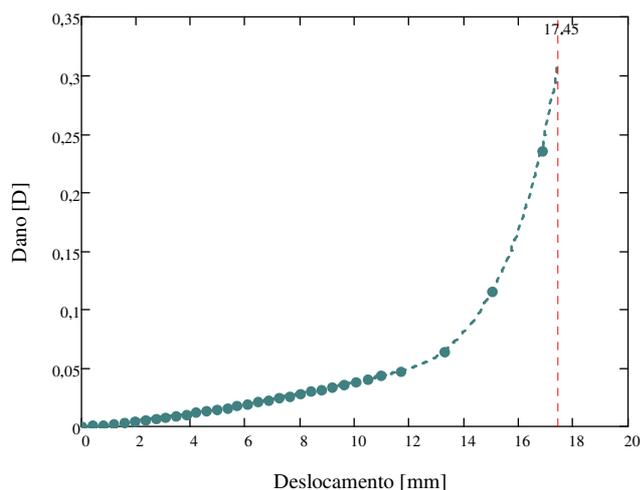


Figura 3.26: Curva da evolução de dano versus deslocamento do *clip gage*.

Tabela 3.14: Principais parâmetros de dano do ensaio de tração.

Denominador de dano (S) [MPa]	Triaxialidade (η)	Parâmetro de Lode (ξ)	Dano crítico (D_c)	Deslocamento de fratura [mm]
1,97	0,626	0,790	0,31	17,45

Como pode ser observado a triaxialidade permanece constante com valor igual a $1/3$ até o deslocamento de aproximadamente 12 mm , onde também ocorre a força máxima do teste, a partir deste ponto a triaxialidade apresenta um crescimento rápido até a fratura, quando atinge o valor $\eta = 0,626$. O parâmetro de Lode também permanece constante com valor igual a 1 até o mesmo deslocamento, mas apresenta um decréscimo rápido até a fratura, onde assume o valor de $\xi = 0,790$.

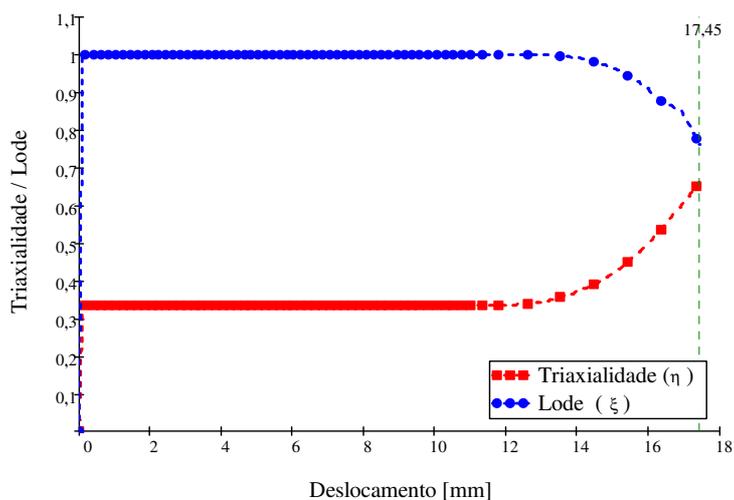


Figura 3.27: Valores da triaxialidade de tensão e parâmetro de Lode durante ensaio de tração.

3.4.2 Determinação da função denominador de dano

Quando se utiliza modelos em que $\sigma_3 = 0$, como discutiu-se no item 2.6, a função denominador de dano do material proposta foi dada na equação (2.81). Para o modelamento dos componentes dos painéis a serem analisados se empregaram elementos finitos de casca que se enquadram na situação descrita. Este elemento do LS-DYNA, desenvolvido por BELYTSCSKO (2000), é baseado na teoria de casca de Mindlin-Reissner. É um elemento quadrilátero com 4 nós e 6 graus de liberdade por nó, e no presente trabalho considerou-se 5 pontos de integração através da espessura. Esta configuração é muito comum nas análises de resistência à colisão de navios usando o LS-DYNA. O indentador é considerado rígido e as placas são apoiadas sobre as vigas caixão laterais, os coeficientes de atrito das superfícies são tomados como 0,3.

Como mostrado nas expressões (2.81), a definição da função denominador de dano para o elemento de casca é dividida em quatro trechos, dependentes da faixa de variação da triaxialidade de tensões (η). E para cada um destes trechos foram estabelecidas funções da própria triaxialidade de tensões e que dependem da determinação de dois coeficientes (a e b). Neste sentido, é necessário, que além do ensaio de tração, se realize outro tipo de teste, de modo a se obter as informações para o cálculo dos dois coeficientes, e se conhecer a função denominador de dano do material para todas as faixas de triaxialidade.

Para o material o qual ALSOS *et al.* (2009) construíram os modelos de painéis, o aço doce S235JR EN10025, só foi realizado o ensaio de tração, cujos resultados foram mostrados no item anterior, e este ensaio só possibilita a determinação do coeficiente (a), definindo a expressão da função denominador de dano apenas no trecho de alta triaxialidade.

Assim, para possibilitar aplicação do MFDD, resolveu-se verificar as faixas de triaxialidade de tensões que seriam desenvolvidas nos painéis com a aplicação de altas cargas pelo indentador, utilizando-se nestas análises o MFDD com o denominador de dano $S = 1,97$ MPa. Caso se verifique que no painel, na maior parte das suas áreas críticas (mais propensas à fratura), as triaxialidades de tensão são superiores a 1/3, isto significa que apenas a função denominador de dano para este trecho de triaxialidade precisa ser conhecida, isto é, só o coeficiente (a) precisa ser determinado. Como as funções do denominador de dano dos outros trechos de triaxialidade não influenciam a

fratura, o coeficiente (b) pode ser adotado com qualquer valor de modo a produzir um denominador de dano com alto valor. Isto evita o acúmulo de dano nos elementos que permaneçam em outros trechos de triaxialidade de tensão.

Fazendo-se a análise com as cargas produzidas pelo indentador no painel com um enrijecedor (1FB), nas Figuras 3.28 a e b são mostradas as triaxialidades de tensão quando a carga está próxima à fratura. Na Figura 3.28a os elementos coloridos indicam que a triaxialidade de tensão está na faixa de 0,33 a 0,67, os em branco pertencem ao trecho de triaxialidade de 0,0 a 0,33. A Figura 3.28b mostra o contrário, isto é, os elementos em branco indicam a triaxialidade na faixa de 0,33 a 0,67, e os coloridos na faixa de 0,0 a 0,33. Em ambas as figuras fica evidente a predominância da triaxialidade de tensão na faixa 0,33 a 0,67, tanto na placa como na região mais crítica do enrijecedor, que é na interseção com a placa.

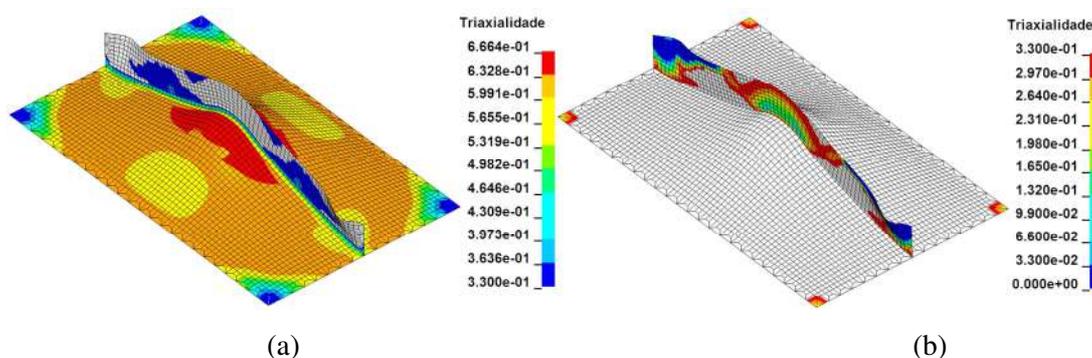


Figura 3.28: Faixas de triaxialidade de tensão do painel 1FB com carga próxima à fratura (a) Faixa de $\eta \geq 0,33$; (b) Faixa de $0,0 \leq \eta < 0,33$.

Nas Figuras 3.29a e b são mostradas as triaxialidades de tensão quando a carga está próxima à fratura, fazendo-se a análise com as cargas produzidas pelo indentador no painel com um enrijecedor (2FB). As informações apresentadas e as conclusões da análise destas figuras são idênticas às das Figuras 3.28 a e b.

Como ficou mostrado, a faixa de triaxialidade de tensões que terá influência na fratura é $\eta \geq 0,33$ para os dois painéis. Assim, substituindo o denominador de dano determinado no ensaio de tração $S = 1,97$ MPa e a triaxialidade de tensão do primeiro elemento a fraturar $\eta = 0,626$ na expressão para a faixa de triaxialidade indicada na equação (2.81), obtém-se $a = 3,70$ MPa.

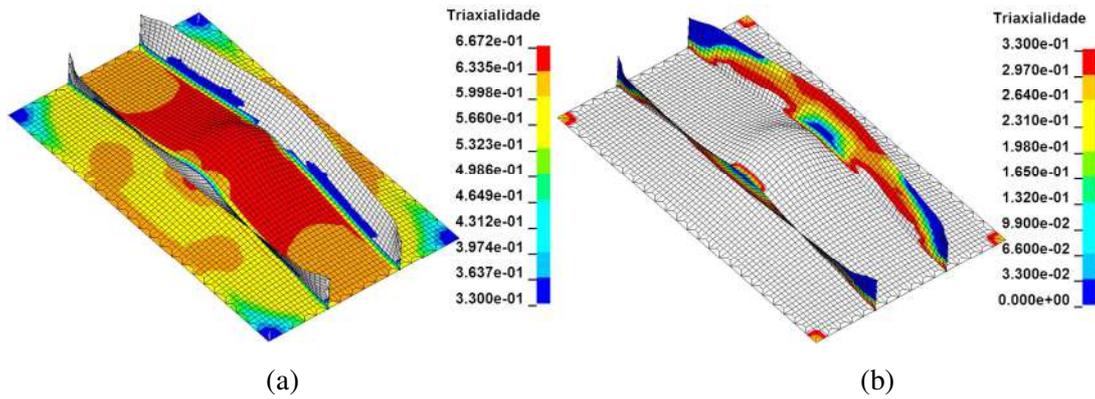


Figura 3.29: Triaxialidade de tensão no painel 2FB com carga próxima à fratura.

(a) Faixa de $\eta \geq 0,33$; (b) Faixa de $0,0 \leq \eta < 0,33$

Logo, a correspondente função denominador de dano fica:

$$S(\eta) = \frac{3,70}{3\eta} \quad (3.4)$$

Assim, a equação (3.4) pode ser utilizada no MFDD na simulação numérica do ensaio de tração. Nesta simulação determina-se o denominador de dano que promoverá a fratura com o deslocamento igual ao experimental e a triaxialidade de tensão do primeiro elemento a fraturar. Os valores encontrados foram $S = 1,30$ MPa e $\eta = 0,485$. Substituindo esses números na correspondente expressão da equação (2.81), obtém-se $a = 2,42$ MPa. Logo, a função denominador de dano do aço doce S235JR EN10025 para $\eta \geq 0,33$, fica:

$$S(\eta) = \frac{2,42}{3\eta} \quad (3.5)$$

Para as outras faixas de triaxialidade, como comentado antes, para se conhecer a função denominador de dano seriam necessários os resultados de outro tipo de ensaio com este material. Com esta impossibilidade, verificamos que nas outras faixas de triaxialidade nos problemas em questão elas não terão influência, logo, o coeficiente b das outras expressões da equação (2.81) pode assumir qualquer valor, desde que não defina um denominador de dano menor do que o parâmetro a . Para comprovar isto, se adotou $b = 3,0$ MPa, $b = 7,0$ MPa e $b = 10,0$ MPa e substituindo cada um destes valores nas expressões de (2.81), junto com $a = 2,42$ MPa, encontrou-se a função denominador de dano para todas as faixas de triaxialidade. Usando o MFDD com estas expressões para análise do painel 2FB, determinam-se as curvas força *versus* deslocamento para cada valor de b . Os resultados são apresentados na *Figura 3.30*. Pode ser visto nesta figura que as curvas determinadas com os três diferentes valores do

coeficiente b são exatamente iguais, significando que as funções do denominador de dano para triaxialidade de tensão menor que 0,33 não têm influência na fratura dos painéis ensaiados.

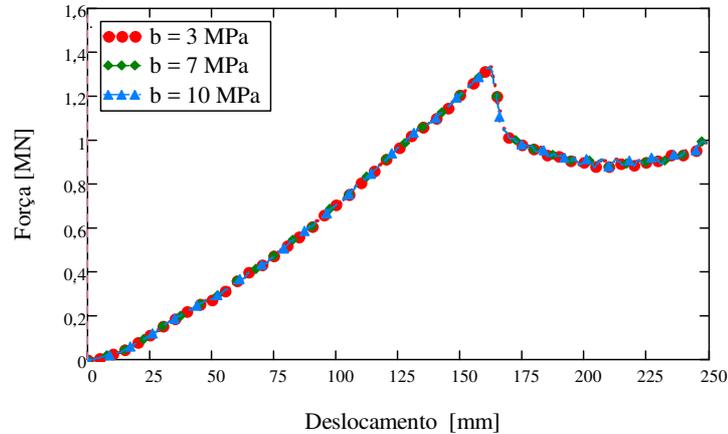


Figura 3.30: Curva força *versus* deslocamento para diferentes valores de “ b ”.

Sendo os resultados indiferentes ao valor adotado, tomou-se $b = 3,0$ MPa, que junto com o valor de $a = 2,42$ MPa substituídos nas expressões da equação (2.81), fornece:

$$S(\eta) = \begin{cases} \infty & \eta \leq -\frac{1}{3} \\ \frac{3,0}{1 + 3\eta} & -\frac{1}{3} < \eta \leq 0 \\ (-5,22)\eta^2 + 3,0 & 0 \leq \eta \leq \frac{1}{3} \\ \frac{2,42}{3\eta} & \frac{1}{3} \leq \eta \end{cases} \quad (3.6)$$

As expressões (3.6) definem as funções do denominador de dano do aço doce S235JR EN10025 que só poderá ser aplicado nos problemas onde a fratura só dependa da triaxialidade maior que 0,33.

3.4.3 Aplicação no painel 1FB de aço S235JR EN10025.

Na *Figura 3.31* é apresentada as curvas força *versus* deslocamento do ensaio de indentação no painel 1FB realizado por ALSOS *et al.* (2009a) e as obtidas numericamente usando o MFDD. Nas análises numéricas empregaram-se malhas com elementos com comprimento de lado iguais a $le = 8mm, 16mm$ e $24mm$.

No ensaio experimental, devido à limitação de curso do pistão da máquina para deslocar o indentador, quando o deslocamento chegou próximo a 130 mm houve um

descarregamento para se fazer o reposicionamento do painel e posterior continuação do ensaio. Estes descarregamento e carregamento podem ser visualizados na curva experimental da *Figura 3.31*. Uma consequência deste procedimento, como pode ser visto, é que a retomada do traçado da curva força *versus* deslocamento no recarregamento não foi perfeita, provocando uma descontinuidade.

Observa-se também na *Figura 3.31.a* que o comportamento global das curvas força *versus* deslocamento gerado pelas análises numéricas com o MFDD para as três malhas são muito parecidas com a obtida no experimento. Na *Tabela 3.15* são mostrados os valores das cargas máximas e os respectivos deslocamentos. Como pode ser visto para a malha de 8 mm a carga máxima foi praticamente igual à experimental, mas o deslocamento apresentou uma diferença de 7,4%. Já para a malha de 24 mm o deslocamento teve uma diferença de 0,9% e na força máxima de 2,6%. Esta distorção, ou seja, a malha menos refinada fornecer resultado mais próximo do experimental, certamente ocorreu devido ao problema citado na curva experimental.

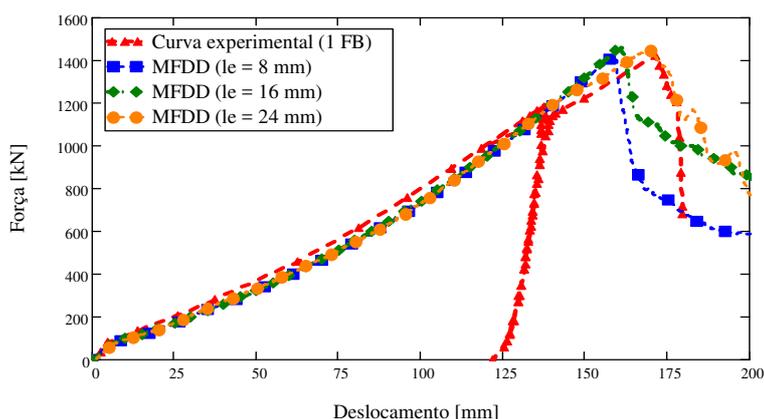


Figura 3.31.a: Curva força *versus* deslocamento do painel com um enrijecedor.

Para comparação também são mostrados na *Figura 3.31b* os resultados empregando os critérios RTCL e BWH, obtidos do trabalho de ALSOS *et al.* (2009b). Também é mostrada a curva força *versus* deslocamento gerada pelo modelo de MALCHER (2011), como apresentado no item 2.5.5, fazendo-se $S_{0,33} = 1,97$ MPa e $S_{0,0} = 3,0$ MPa. Ressaltamos que no ensaio de tração a triaxialidade na fratura foi $\eta = 0,626$, e no modelo de MALCHER (2011) o ensaio de tração para a determinação do $S_{0,33}$ deveria ser $\eta = 0,33$. Também o $S_{0,0}$ foi feito igual ao valor do parâmetro b . Apesar disso, aplicamos o modelo de MALCHER (2011) para a comparação dos resultados.

Na *Figura 3.31b* observa-se que as curvas do MFDD e MALCHER se superpõem até a força máxima de MALCHER, que a partir deste ponto apresenta um decaimento e o MFDD se estende até um deslocamento e força muito superiores. As curvas que mais se aproximam à experimental são obtidas com o MFDD e RTCL. Em vista da *Tabela 3.15* é visto que a força máxima com o MFDD teve melhor aproximação em comparação ao critério RTCL, BWH e MALCHER. No deslocamento de fratura em relação ao MFDD o critério RTCL apresentou uma diferença de 16,3%, o critério BWH uma diferença de 2,5 % e o de MALCHER -8,8%. Em relação ao MFDD a força máxima determinada com o RTCL apresentou uma diferença de 3,4%, o BWH-11,9% e o MALCHER -15,1%.

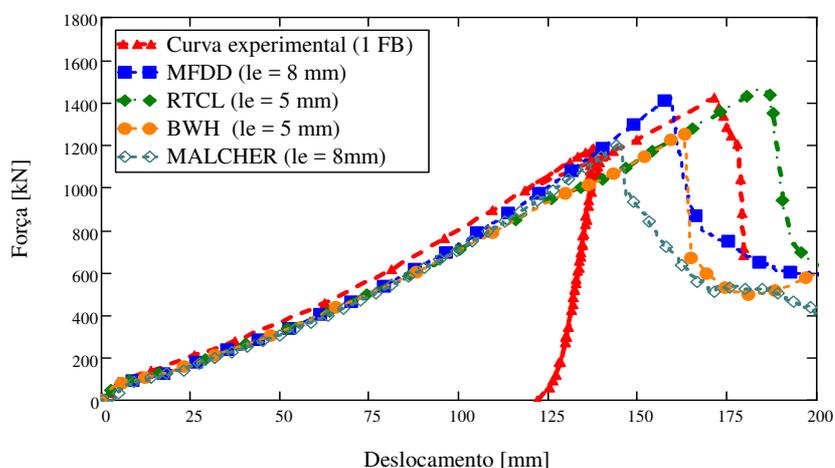


Figura 3.31.b: Curva força *versus* deslocamento do painel com um enrijecedor.

De qualquer modo, o que se pode concluir é que o MFDD previu com uma excelente precisão a fratura com as três malhas utilizadas, que nas curvas da *Figura 3.31* ficam caracterizadas por uma queda repentina no valor da carga, reproduzindo o ocorrido no experimento.

Tabela 3.15: Carga máxima e deslocamento de início da fratura na endentação do painel 1FB.

	Força (kN)	Deslocamento de fratura (mm)
Experimental	1424	171
MFDD (le=8 mm)	1423	159
MFDD (le=16 mm)	1459	161
MFDD (le=24 mm)	1461	170
RTCL (le = 5 mm)	1471	185
BWH (le = 5 mm)	1253	163

Na *Figura 3.32* estão representadas as distribuições do dano acumulado do ensaio de indentação mostrando o instante do início da fratura e momento seguinte com a propagação da fratura. Primeiro a fratura aconteceu na placa paralelamente ao enrijecedor a uma distância aproximada de 100 mm, em seguida correu em direção ao enrijecedor para depois se propagar próximo à interseção entre o enrijecedor e a placa. No ensaio experimental a fratura iniciou na interseção entre o enrijecedor e a placa e propagou-se nesta região. Mesmo com esta diferença do local de início da fratura, o modelo representou satisfatoriamente o carregamento máximo e o respectivo deslocamento do indentador no início da fratura do painel.

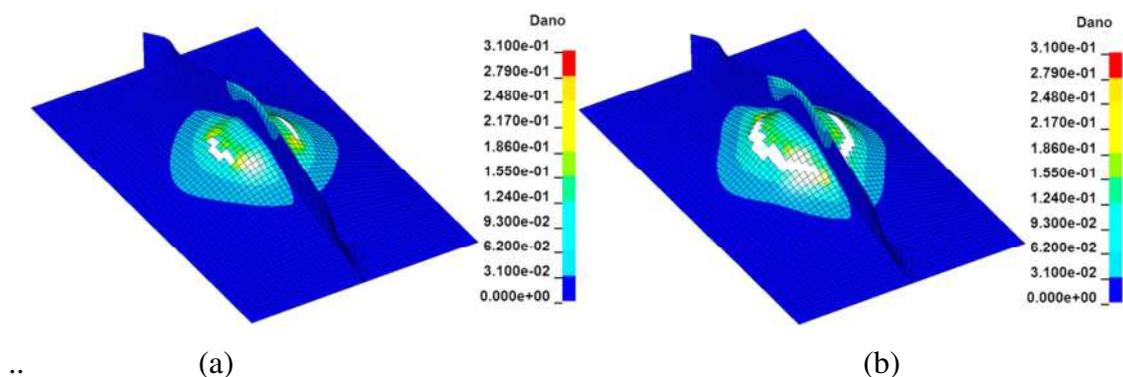


Figura 3.32: Dano acumulado nos elementos: (a) Início da fratura; (b) Propagação da fratura.

Na *Figura 3.33* é mostrada o campo de tensões de von Mises efetivas quando aplicado o MFDD na indentação do painel 1FB. Nota-se o aparecimento de valores elevados na região sob o indentador, na placa a uma distância entre 20 mm e 130 mm do enrijecedor, e na parte superior do enrijecedor. Estas tensões passam rapidamente a valores intermediários logo que se afasta desta região. É interessante notar que na interseção, nos dois componentes do painel, as tensões de von Mises efetivas se mantêm com valores intermediários.

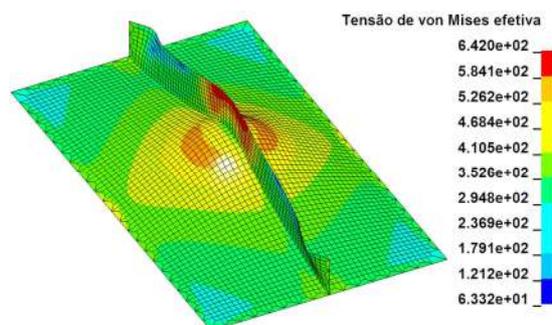


Figura 3.33: Tensão de von Mises efetiva antes do início da fratura.

Na *Figura 3.34* é apresentada a distribuição das deformações plásticas equivalentes que é semelhante às das tensões de Von Mises efetivas, ou seja, os maiores valores ocorrem na mesma região, e também desenvolvem valores intermediários na interseção da chapa com o enrijecedor. Na maior parte do painel predomina deformações próximas de zero.

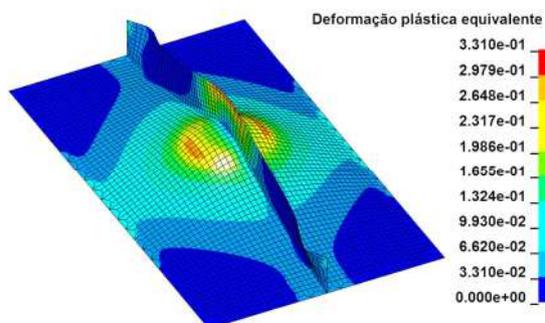


Figura 3.34: Deformação plástica equivalente antes do início da fratura.

3.4.4 Aplicação no painel 2FB de aço S235JR EN10025.

Na *Figura 3.35.a* é apresentada as curvas força *versus* deslocamento do ensaio de indentação no painel 2FB realizado por ALSOS *et al.* (2009) e as obtidas através de análises numéricas usando o MFDD. Nas análises empregaram-se malhas com elementos com comprimento de lado iguais a $le = 8mm, 16mm, 24mm$.

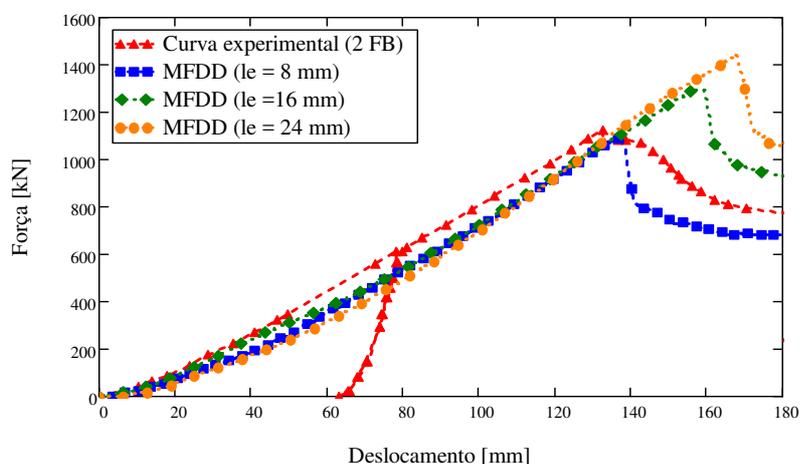


Figura 3.35.a: Curva força *versus* deslocamento do painel com dois enrijecedores.

No ensaio experimental, assim como no ensaio do painel 1FB devido à limitação da máquina de acionamento do indentador, quando o deslocamento chegou em 80 mm houve um descarregamento para se fazer o reposicionamento do painel, e posterior continuação do ensaio. Estes descarregamento e carregamento podem ser visualizados na curva experimental da *Figura 3.35*. Diferente do ensaio com o painel 1FB, a

retomada do traçado da curva força *versus* deslocamento no recarregamento não apresentou uma diferença que merecesse ser considerada nas análises dos resultados.

Observa-se também na *Figura 3.35.a* que o comportamento global das curvas força *versus* deslocamento geradas pelas análises numéricas com o MFDD para as três malhas e a experimental são muito parecidas. Existe uma primeira etapa onde o comportamento é linear elástico, onde primeiro o indentador penetra na placa e depois começa a pressionar os enrijecedores. A continuação da penetração do indentador desenvolve deformações plásticas localizadas na placa próximo ao enrijecedor (*Figura 3.36*), promovendo também acréscimos no dano acumulado nesta região. Em seguida, acontece a ruptura da placa na interseção entre o enrijecedor e a placa (*Figura 3.37*), criando uma propagação de fratura ainda nesta interseção. Este comportamento observado no teste experimental por ALSOS *et al.* (2009a) foi exatamente reproduzido nas análises numéricas, apenas com diferenças após atingirem a carga máxima. Nas análises numéricas após a carga máxima existe um decréscimo repentino da carga até atingir um valor onde permanece constante. A curva do experimento após a carga máxima apresenta um decréscimo mais suave da carga para também atingir um valor onde permanece constante.

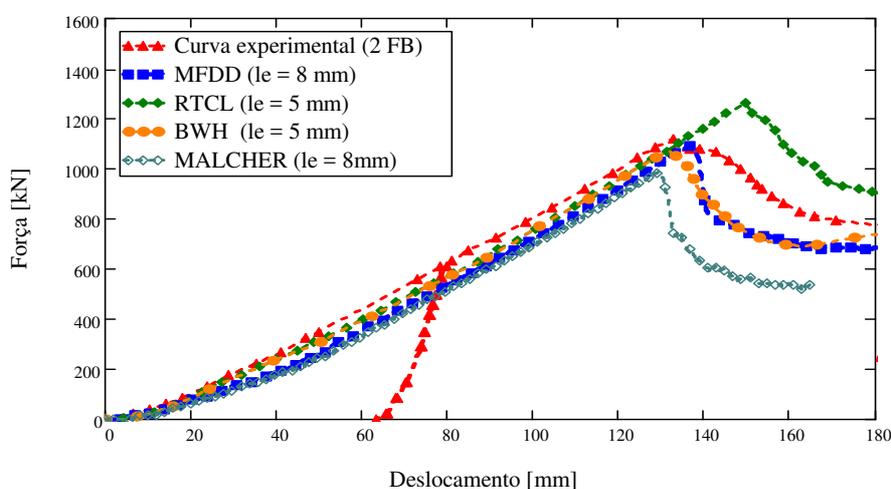


Figura 3.35.b: Curva força *versus* deslocamento do painel com dois enrijecedores.

Como no caso de um reforçador, aqui também são mostrados na *Figura 3.35b* os resultados empregando os critérios RTCL e BWH, obtidos do trabalho de ALSOS *et al.* (2009b). Também é mostrada a curva força *versus* deslocamento gerada pelo modelo de MALCHER (2011), como apresentado no item 2.5.5, e com as ressalvas descritas no item 3.4.3.

Na *Tabela 3.16* são mostrados os valores das cargas máximas e os respectivos deslocamentos. Como pode ser visto para a malha de 8 mm a carga máxima e o deslocamento de fratura foram muito próximos ao experimental. Já as malhas de 24 mm e 16 mm tiveram diferenças consideráveis, tanto na força no início da fratura como no correspondente deslocamento. Este resultado parece corroborar a análise dos resultados do painel 1FB, ou seja, a diferença observada entre os deslocamentos experimental e numérico com malha $le= 8,0$ mm, naquele caso foi devido ao descarregamento e carregamento, que provocou uma descontinuidade da curva experimental.

Na *Tabela 3.16* também pode ser visto que o deslocamento de fratura em relação ao MFDD, o critério RTCL apresentou uma diferença de 14,5%, no critério BWH a diferença foi de 0,8 % e com o MALCHER foi de -1,5%. Em comparação com o MFDD a diferença na força máxima com o RTCL foi de 15,9%, o BWH foi de -1,6% e com o MALCHER de -9,3%.

Tabela 3.16: Carga máxima e deslocamento de início da fratura na indentação do painel 2FB.

	Força (kN)	Deslocamento de fratura (mm)
Experimental	1122	133
MFDD ($le=8$ mm)	1090	131
MFDD ($le=16$ mm)	1182	148
MFDD ($le=24$ mm)	1328	161
RTCL ($le = 5$ mm)	1263	150
BWH ($le = 5$ mm)	1073	132
MALCHER ($le=8$ mm)	989	129

Na *Figura 3.36* é apresentada a distribuição das deformações plásticas equivalentes nos elementos da malha no painel 2FB submetido à carga de indentação no meio do painel, no instante antes da fratura. Como já comentado, existe uma concentração localizada da deformação plástica equivalente na placa, na interseção com o enrijecedor. Os valores das deformações decrescem rapidamente para valores intermediários em todas as direções, e sendo que na maior parte do painel predomina deformações próximas de zero.

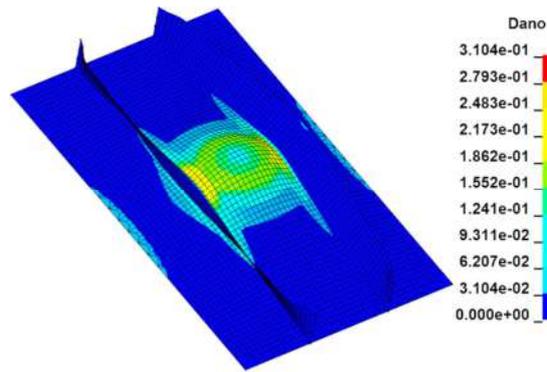


Figura 3.36: Distribuição das deformações plásticas equivalentes no painel 2FB.

Na *Figura 3.37* estão representadas as distribuições do dano acumulado do ensaio de indentação mostrando o instante do início da fratura e momento seguinte com a propagação da fratura. Na *Figura 3.37 (a)* mostra que a fratura é iniciada na placa junto ao enrijecedor, em seguida, na *Figura 3.37 (b)* é mostrado que ela continua a se propagar junto ao enrijecedor. No ensaio experimental a fratura iniciou e se propagou de maneira igual à relatada para a análise numérica. Mesmo com esta diferença do local de início da fratura, o modelo representou satisfatoriamente o carregamento máximo e o respectivo deslocamento do indentedor no início da fratura do painel.

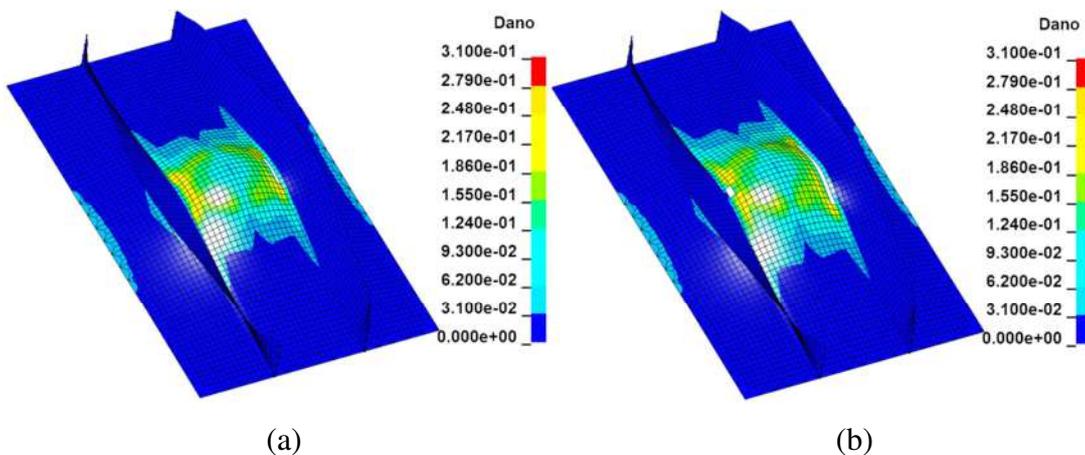


Figura 3.37: Dano acumulado: (a) Início da fratura; (b) Propagação da fratura.

A distribuição da tensão efetiva de von Mises no painel 2FB submetido a indentação é mostrado na *Figura 3.38*. Observa-se nesta figura que as tensões concentram-se na placa com valores elevados sob o indentedor, sendo que na parte central houve uma redução para valores intermediários. Nota-se que em todo o enrijecedor os valores das tensões efetivas de von Mises permanecem em um patamar de valores intermediários, assim como, a maior parte da placa.

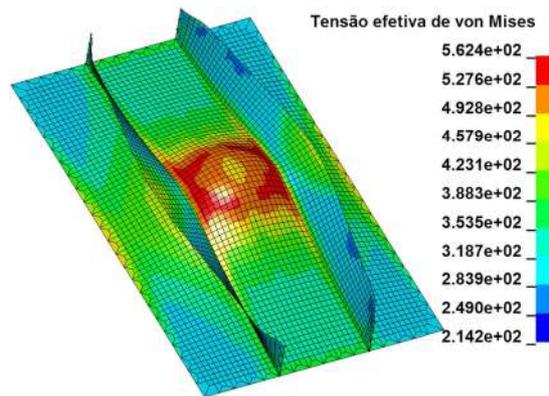
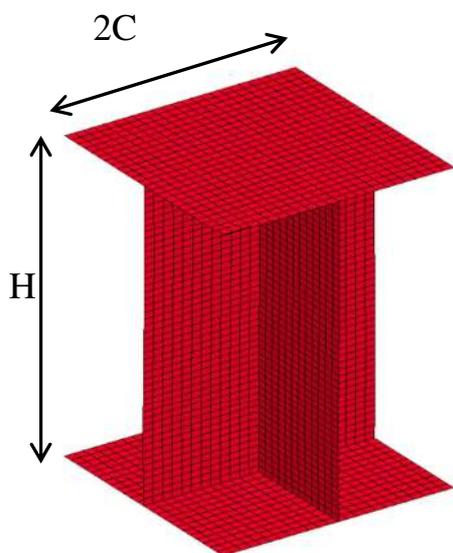


Figura 3.38: Tensão efetiva de von Mises antes do início da fratura.

3.5 Esmagamento de coluna cruciforme de liga de alumínio 5083-T3

Neste exemplo foram comparados os resultados da aplicação do MFDD com dois ensaios experimentais realizados por URBAN (2003), o qual utilizou interseções de chapada liga de alumínio 5083-T2 com geometria do tipo cruciforme. O ensaio consistiu na compressão axial destas colunas formadas pelas interseções de placas.

As dimensões das colunas usadas nos ensaios de esmagamento são apresentadas na *Figura 3.39*.



	Modelo 1	Modelo 2
C (flange)	70,0 mm	140,00 mm
t (espessura)	4,0 mm	8,0 mm
H (altura)	180,0 mm	360,0 mm

Figura 3.39: Dimensões dos corpos de prova usados nos ensaios de esmagamento.

3.5.1 Ensaio de tração

O material utilizado no ensaio de esmagamento, liga de alumínio 5083-T2, e a geometria do corpo de prova para a simulação do ensaio de tração foram tomados do trabalho de URBAN(2003).

O ensaio de tração foi desenvolvido com um corpo de prova plano, de seção retangular na parte central com espessura igual a $4,32\text{mm}$ ($t = 4,32\text{mm}$) e com uma largura de 30 mm ($b = 30\text{mm}$). O comprimento do *clip gage* foi de $50,0\text{mm}$. (Ver *Figura 3.40*). Como resultado do ensaio de tração, conforme apresentado por URBAN (2003), são obtidas as propriedades básicas da liga de alumínio 5083-T2, apresentadas na *Tabela 3.17* e a curva força *versus* deslocamento do material, da qual se gera a curva tensão *versus* deformação verdadeira pelo processo convencional.

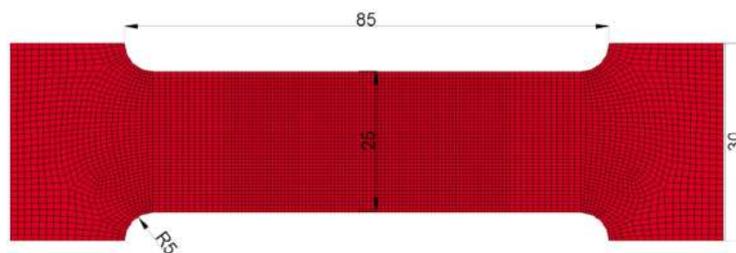


Figura 3.40: Malha de elementos finitos da amostra do ensaio de tração, com malha na parte central com $le = 1,50\text{ mm}$

A parte linear é definida pelo módulo de elasticidade e tensão de escoamento, e para a parte não linear ajusta-se a expressão do tipo exponencial dada pela equação (3.1). Para a liga de alumínio 5083-T2 os valores encontrados para os parâmetros estabelecidos na equação (3.1) foram $Q1 = 272,9\text{MPa}$; $Q2 = 0$ e $C1 = 7,42$; $C2 = 0$. Esta curva é fornecida ao programa LS-DYNA juntamente com os outros dados do material, sendo também fornecidos os dados da malha de elementos finitos, condições de contorno e carregamento. O tipo de elemento utilizado nas simulações numéricas deste ensaio foi o SOLID (ELFORM=1). As condições de contorno são estabelecidas fixando todos os nós de uma das extremidades do espécime, e o carregamento é fornecido através de incrementos de deslocamentos dos nós da extremidade oposta.

Para o programa LS-OPT, o qual vai proceder à geração da curva tensão *versus* deformação com dano, é fornecida a curva força *versus* deslocamento obtida do experimento.

Tabela 3.17: Propriedade do material – Alumínio 5083-T2

Descrição	Símbolo	Valor
Modulo de elasticidade	E	70,000 [MPa]
Coefficiente de Poisson	ν	0,33
Tensão de escoamento	σ_y	156,4 [MPa]

Como pode ser visto dos gráficos da *Figura 3.41*, as diferenças entre os ajustes com os refinamentos das malhas 1, 2 e 3 com a curva obtida no experimento são desprezíveis. Assim, para economizar de tempo computacional, adotou-se para as análises a malha 1, que corresponde a 1.496 elementos e 2.125 nós.

Para o ensaio de tração da liga de alumínio 5083-T2, após algumas tentativas de ajuste considerando-se o dano, o denominador de dano $S = 1,87$ MPa foi o que promoveu a coincidência entre os deslocamentos na fratura e a melhor aderência entre as curvas força *versus* deslocamento numérica (malha 1) e experimental, na *Figura 3.42* estas curvas são mostradas. Neste gráfico é destacado o deslocamento no início da fratura igual a 21,38 mm, determinado no ensaio experimental.

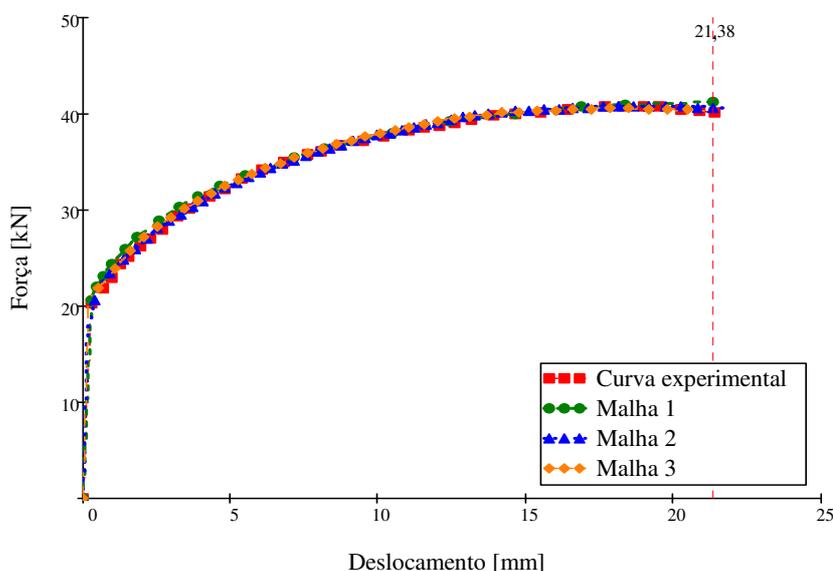


Figura 3.41: Curva força *versus* deslocamento da simulação numérica do ensaio de tração (Malha1: 3,0x3,0x1,1; Malha 2: 2,0x2,0x0,55; Malha 3: 1,50x1,5x0,55)

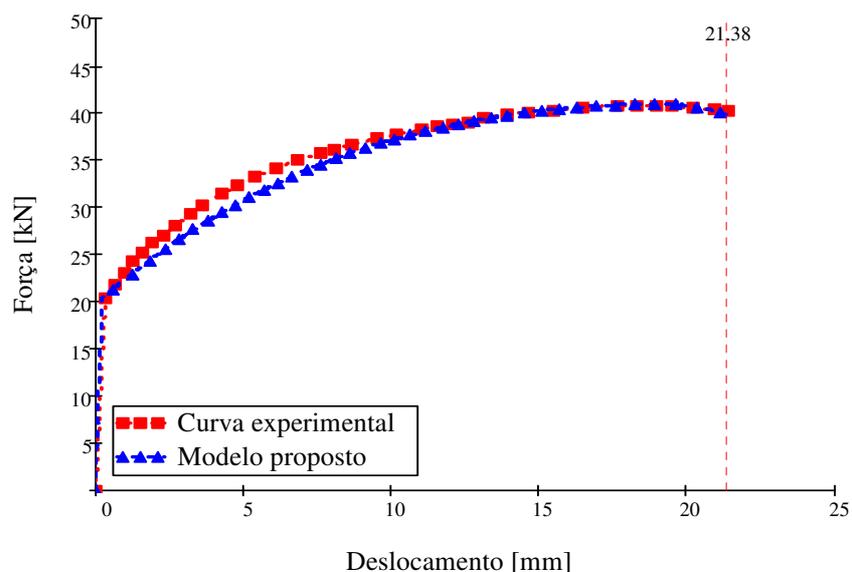


Figura 3.42: Curva força *versus* deslocamento experimental e da simulação numérica

Na *Figura 3.43* é mostrada a curva tensão *versus* deformação plástica verdadeira sem dano, obtida no teste experimental e a curva do material com dano, gerada numericamente. Os parâmetros da função exponencial da equação (3.1) para a curva sem dano foram apresentados anteriormente e, para a curva com dano o programa LS-OPT determinou os valores $Q1 = 500,0$ MPa; $Q2 = 0$ e $C1 = 3,86$; $C2 = 0$.

A evolução do dano com o aumento do deslocamento no *clip gage* (carga aplicada), também é um dos importantes resultados da simulação numérica do ensaio de tração, que para o material em análise é mostrada na *Figura 3.44*. Nesta figura, é visto que o deslocamento de início da fratura do teste de tração (21,38 mm) é que define, na curva dano *versus* deslocamento ou curva de evolução do dano, o dano crítico do material $D_{cr} = 0,198$.

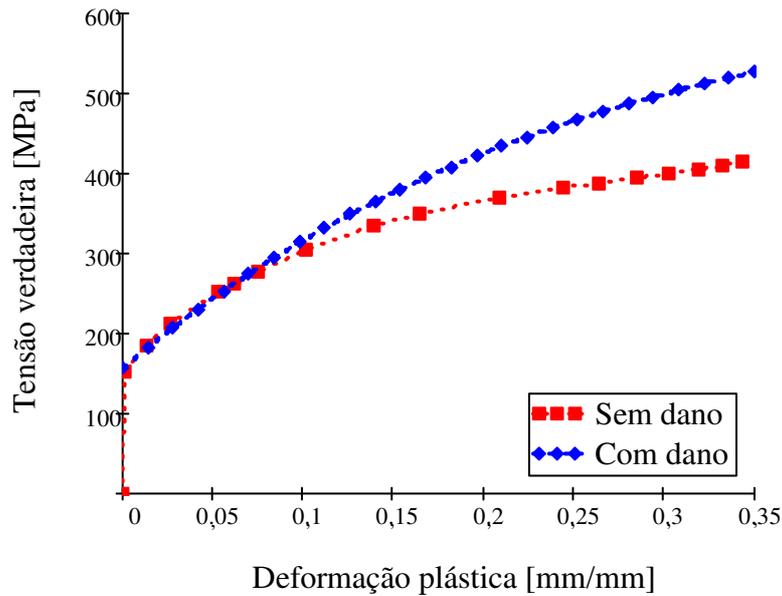


Figura 3.43: Curva do material da liga de alumínio 5083-T2

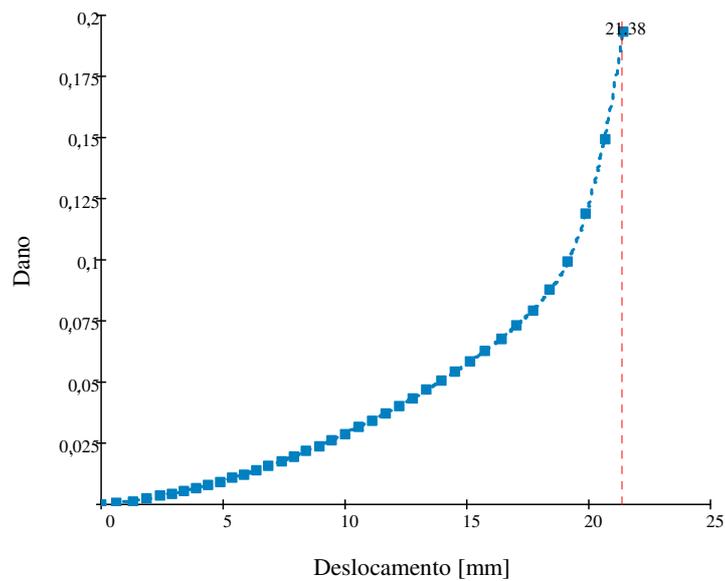


Figura 3.44: Curva dano vs deslocamento do *clip gage* no ensaio de tração da liga de alumínio 5083-T2

3.5.2 Determinação da função denominador de dano

Na modelagem dos componentes da coluna cruciforme serão empregados elementos finitos de casca e, como já visto, as funções do denominador de dano adequadas para este caso são as dadas pelas equações (2.81).

Para a utilização da função denominador de dano, dada pela equação (2.81), devem ser calculados dois parâmetros: o parâmetro “*a*” calculado utilizando um ensaio de tração e o parâmetro “*b*” seria calculado por meio de outro ensaio, dentro de qualquer das demais faixas de triaxialidade de tensão. Como não foi apresentado por URBAN

(2003) outro ensaio com este material, além do ensaio de tração, para que pudesse ser utilizado para determinação do parâmetro “b”, será feito um estudo de sensibilidade da fratura com o parâmetro “b”. Na realidade, o que se verifica neste estudo é qual a influência das outras faixas de triaxialidade de tensão no deslocamento (força) e local de fratura neste problema.

Para o cálculo do coeficiente “a” será utilizado o ensaio de tração e neste caso a triaxialidade no elemento onde se inicia a fratura é maior do que 0,33, por conseguinte, será empregada a função denominador de dano da equação (2.81) correspondente a esta faixa. Logo, substitui-se nesta equação o valor do denominador de dano constante ($S=1,87$ MPa) determinado no ajuste do ensaio de tração, e a triaxialidade de tensão ($\eta = 0,40$) no elemento de início da fratura, e daí calcula-se o parâmetro $a = 2,24$ MPa. Assim, a função denominador do dano definido por este procedimento fica:

$$S(\eta) = \frac{2,24}{3\eta} \quad (3.6)$$

O parâmetro “a” que define a função denominador de dano dada pela equação (3.6) é introduzido na subrotina UMAT para nova simulação do ensaio de tração. Os resultados obtidos são mostrados na *Tabela 3.18*. Como pode ser visto o deslocamento de fratura obtido foi maior que o obtido no ensaio experimental, assim existe a necessidade de se diminuir o valor do denominador de dano usado para a determinação da função denominador de dano. O valor escolhido foi de 80% do utilizado anteriormente, ou seja, $S=1,50$ MPa.

Tabela 3.18: Resultados da 1ª simulação do ensaio de tração com a função denominador de dano

Triaxialidade (η)	Denominador de dano (S)(MPa)	Parâmetro a (MPa)	Deslocamento de fratura(mm)
0,419	1,79	2,44	22,6

Usando o mesmo procedimento anterior para o cálculo do parâmetro “a”, a função denominador de dano para se refazer a simulação do ensaio de tração, pode ser escrita como:

$$S(\eta) = \frac{1,80}{3\eta} \quad (3.7)$$

Fazendo a análise com a função definida pela equação (3.7) o deslocamento de fratura na simulação da tração foi de $21,4$ mm, considerado satisfatório visto que o experimental foi de $21,38$ mm. Assim, a equação (3.7) será considerada a função

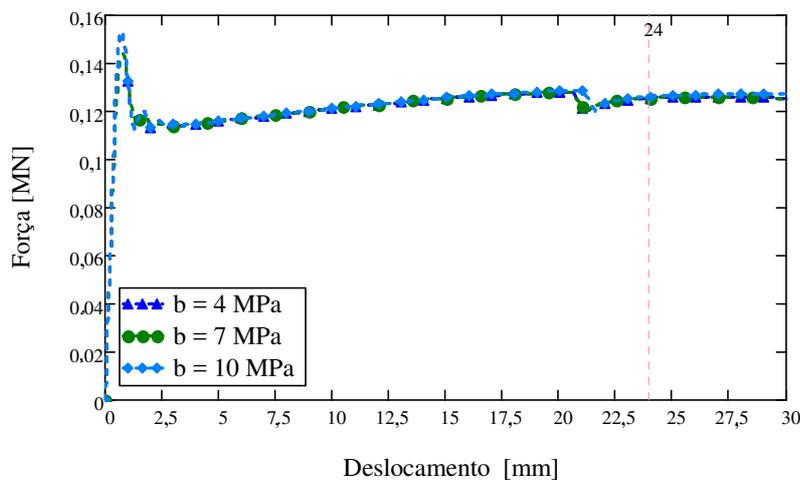
denominador de dano da liga de alumínio 5083-T2 válido para a faixa de triaxialidade de tensão maior que 0,33.

Como mencionado antes, para se estabelecer a função denominador de dano do material em todas as faixas de triaxialidade é necessário se conhecer o parâmetro “ b ” que só pode ser determinado com outro ensaio com a triaxialidade de tensão menor que 0,33. Apesar disso, caso a fratura do problema em questão não for sensível a estes níveis de triaxialidade, o parâmetro não precisa ser determinado com precisão para as aplicações em questão, mas não poderá ser estendido para outras aplicações.

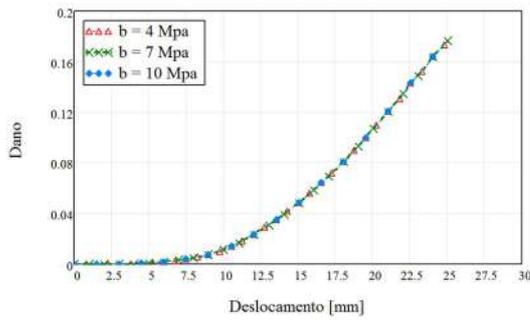
Para isto, fez-se um estudo de sensibilidade, onde foram utilizados três diferentes valores do parâmetro “ b ”. Os valores considerados para “ b ” foram: 4,0 MPa; 7,0 MPa e 10,0 MPa. Com o valor de “ b ” junto com o de “ a ” é possível determinar as funções do denominador de dano para todas as faixas de triaxialidade, que introduzidas na subrotina UMAT possibilita realizar as análises usando o MFDD.

Para este estudo de sensibilidade adotou-se o modelo 1 da coluna cruciforme, com malha de elementos com comprimento de lado igual a 4,0mm. Maiores detalhes do modelo de elementos finitos para as análises serão dadas mais adiante.

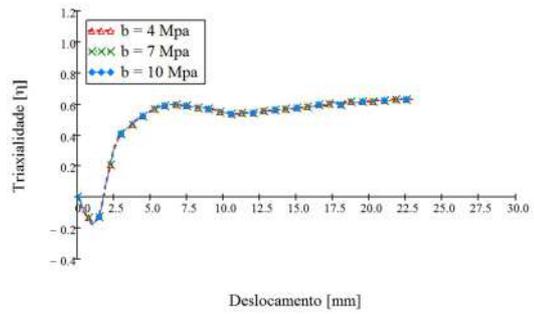
Na *Figura 3.45* são apresentadas curvas com os resultados das análises MFDD considerando as funções do denominador de dano calculadas usando os diferentes valores do parâmetro “ b ”.



(a)



(b)



(c)

Figura 3.45: (a) Curva força *versus* deslocamento (b) Curva dano *versus* deslocamento
(c) Curva triaxialidade *versus* deslocamento

A *Figura 3.45* (a) mostra que o parâmetro “b” não teve influência na predição da curva força *versus* deslocamento e nem do deslocamento de fratura, assim como, a *Figura 3.45* (b) também mostra a superposição das curvas de evolução do dano, comprovando a sua independência de “b”, para o caso em questão. A *Figura 3.45* (c) apresenta o comportamento da triaxialidade do primeiro elemento a fraturar devido ao deslocamento de compressão. Observa-se que no início a triaxialidade é negativa e com tendência a diminuir, em seguida, sofre uma mudança repentina, quando o deslocamento se aproxima ao carregamento máximo (deslocamento de carregamento máximo é aproximadamente igual a 1,0 mm). Conforme o deslocamento é acrescido, a triaxialidade negativa passa a ser positiva, até um valor médio de $\eta = 0,57$. Este valor é mantido quase constante até o início da fratura para todos os valores de testados de “b”, observando que não teve influência no início da predição de falha do material.

As curvas da *Figura 3.45* mostram que o parâmetro “b” não teve influência na predição do deslocamento de fratura, nem do local de início da fratura. Para efeito do cálculo das funções do denominador de dano tomou-se $b = 4,0$ MPa. Logo, as funções a serem consideradas para as análises das colunas cruciformes, conforme a equação (2.81) são:

$$S(\eta) = \begin{cases} \infty & \eta \leq -\frac{1}{3} \\ \frac{4,0}{1 + 3\eta} & -\frac{1}{3} < \eta \leq 0 \\ (-19,80)\eta^2 + 4,0 & 0 \leq \eta \leq \frac{1}{3} \\ \frac{1,80}{3\eta} & \frac{1}{3} \leq \eta \end{cases} \quad (3.6)$$

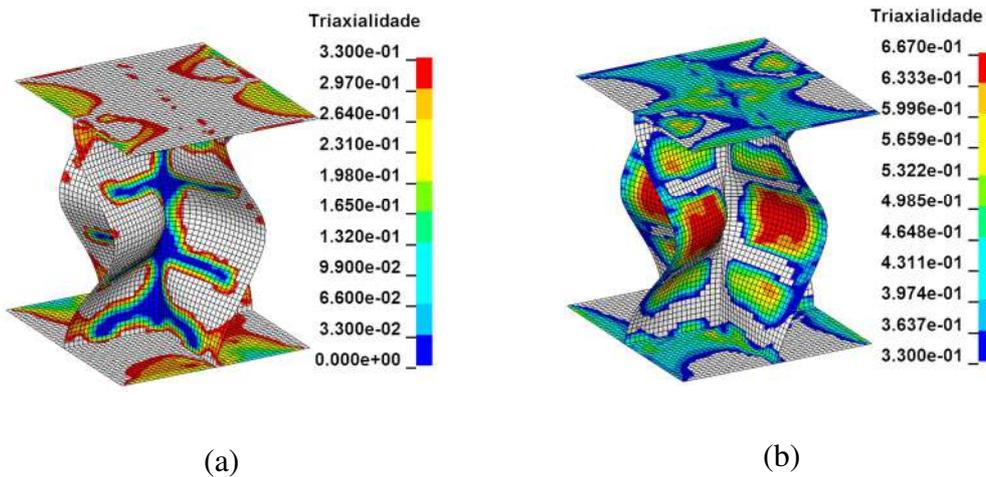


Figura 3.46: (a) Faixas de triaxialidade entre 0,0 e 0,33 antes do início da fratura (b) Faixa de triaxialidade entre 0,33 e 0,67.

Na *Figura 3.46* são apresentadas as triaxialidades no instante anterior ao início da fratura, nas faixas de 0,0 a 0,33 e de 0,33 a 0,67. Na região onde acontece dobramento da chapa, na meia altura da coluna, a triaxialidade alcança valores maiores que 0,33, e como será mostrado adiante, é onde inicia a fratura nos dois modelos considerados. Esta constatação indica que a faixa de triaxialidade de 0,0 até 0,33 não foi determinante para a simulação numérica prever a fratura. Nesta figura, também pode ser visto que a triaxialidade entre 0,0 e 0,33 se concentra nos elementos próximos às interseções das chapas e nas regiões onde os dobramentos se apresentam mais suaves.

3.5.3 Modelagem numérica

Os elementos de casca têm sido os principais tipos de elementos utilizados na resistência ao impacto e na simulação de estruturas complexas, com critérios de falha. Com este tipo de elemento é possível simular estruturas mais complexas com precisão. Dos elementos de casca disponíveis no LS-DYNA, optou-se pelo elemento de

casca Belytschko-Tsay (BELYTSCHKO, 2000). Este elemento é baseado na teoria de casca de Mindlin-Reissner, do tipo quadrilátero com 4 nós e 6 graus de liberdade por nó e produz resultados precisos com boa economia no tempo de computação. O elemento de casca tem um ponto de integração no plano e foram utilizados cinco pontos de integração através da espessura. Na *Figura 3.47* são mostrados os três refinamentos de malha utilizados no modelo 1 ($t = 4\text{ mm}$), os quais são: $le = 16\text{ mm}$, 8 mm e 4 mm . Para o modelo 2 ($t = 8\text{ mm}$) foram utilizados elementos de dimensões: $le = 32\text{ mm}$, 16 mm e 8 mm .

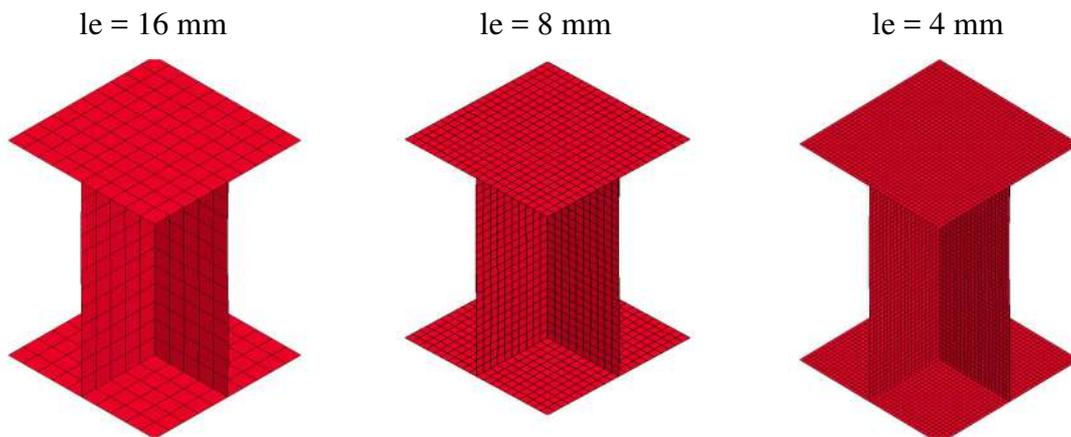


Figura 3.47: Modelagem de elementos finitos para 3 refinamentos de malha para o modelo1 ($t = 4\text{ mm}$)

As imperfeições geométricas no modelo de elementos finitos foram consideradas, colocando uma meia onda senoidal na direção longitudinal, com uma amplitude máxima de 0,1 vezes ao valor da espessura. Foram realizadas diferentes simulações com coeficiente de fricção de 0,2; 0,3; 0,4; 0,5 e 0,6 apresentando pouca variação entre 0,3 e 0,6 na curva força *versus* deslocamento do ensaio de esmagamento. Para todas as simulações apresentadas nesta parte foram usados um coeficiente de atrito de 0,3. No modelo de análise foi incorporado uma placa rígida na parte inferior que é fixada servindo de base para a coluna e a outra colocada na parte superior que se desloca de acordo com a velocidade prescrita na direção longitudinal. Entre as placas rígidas e as placas de alumínio da coluna foram utilizadas superfícies de contato. Neste trabalho a fratura do material é aceita quando o valor do dano calculado na análise, internamente na sub-rotina UMAT, é maior ou igual ao valor de dano crítico (D_c) prescrito, em todos os pontos de integração do elemento. Quando isto acontece o elemento é eliminado dos cálculos para os passos seguintes.

3.5.4 Teste de compressão da coluna cruciforme do Modelo 1

O objetivo do presente estudo é a validação numérica do MFDD comparando os resultados obtidos com este modelo com dois ensaios experimentais de compressão de colunas cruciformes realizados por URBAN (2003). A principal característica a ser comparada é a predição do comportamento global dos modelos durante o ensaio, dando ênfase ao momento e local do início da fratura.

A seguir são apresentados os resultados das simulações numéricas do ensaio de esmagamento com diferentes comprimentos de lado dos elementos (le). Na *Figura 3.43* observam-se as curvas força versus deslocamento das simulações numéricas do modelo 1. O comportamento global das curvas força *versus* deslocamento do ensaio experimental e modelo numérico apresentam muitas semelhanças. O desempenho do corpo de prova no ensaio pode ser dividido em quatro etapas distintas. Primeiro, a coluna comporta-se elasticamente até o carregamento máximo onde acontece a flambagem das placas da coluna. O estado de tensão global está próximo ao escoamento, e concentrações de tensões acontecem na região central da coluna nas interseções das placas. As respostas das cargas de flambagem das simulações numéricas resultaram menores que as do carregamento máximo de flambagem experimental, veja a *Tabela 3.19*. A segunda etapa é caracterizada por uma queda repentina na carga, definindo o início do regime de pós flambagem. Nas simulações numéricas este decaimento da força é maior que o verificado no ensaio experimental, em todos os refinamentos de malha avaliados empregando o MFDD e na análise convencional sem dano. Na terceira etapa, tanto no experimento como nas análises numéricas com o MFDD, a carga sofre um lento crescimento por um longo período de crescimento do deslocamento, até o início da fratura. Ao contrário, na análise sem dano, a carga na região pós flambagem sofre um decaimento suave até uma queda abrupta, caracterizando o colapso plástico. Como pode ser observado na *Figura 3.48*, nesta etapa as forças nos modelos numéricos sempre permaneceram inferiores à força do experimento. Na parte final das análises MFDD, acontece o início da fratura, onde as cargas passam a ter um decaimento menos acentuado que aquele de flambagem.

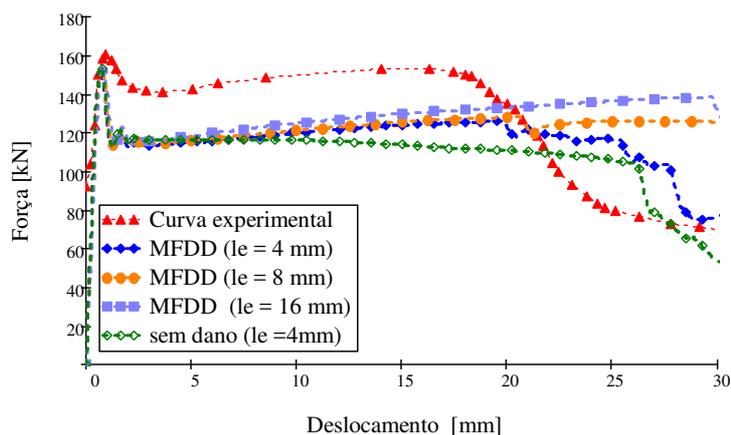


Figura 3.48: Curva força versus deslocamento (modelo 1)

Tabela 3.19: Deslocamento do início da fratura do ensaio de esmagamento ($t=4\text{ mm}$)

	Comprimento do elemento (le) (mm)	Deslocamento de fratura (mm)	Força máxima (kN)
Experimental	----	18,0	160,1
MFDD	16,0	29,0	153,9
MFDD	8,0	20,6	153,2
MFDD	4,0	17,0	153,3
Sem dano	4,0	-	154,1

Na *Figura 3.49* é mostrada a distribuição do dano acumulado por toda a coluna em um instante imediatamente antes do início da fratura. Como pode ser visto nestas figuras, o dano acumulado se concentrou nas regiões de dobramento das chapas, e nas demais regiões o dano acumulado é muito pequeno ou nulo.

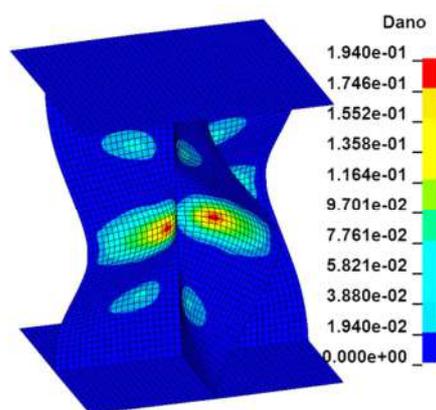


Figura 3.49: Dano acumulado no instante antes do início da fratura ($le = 4\text{ mm}$)

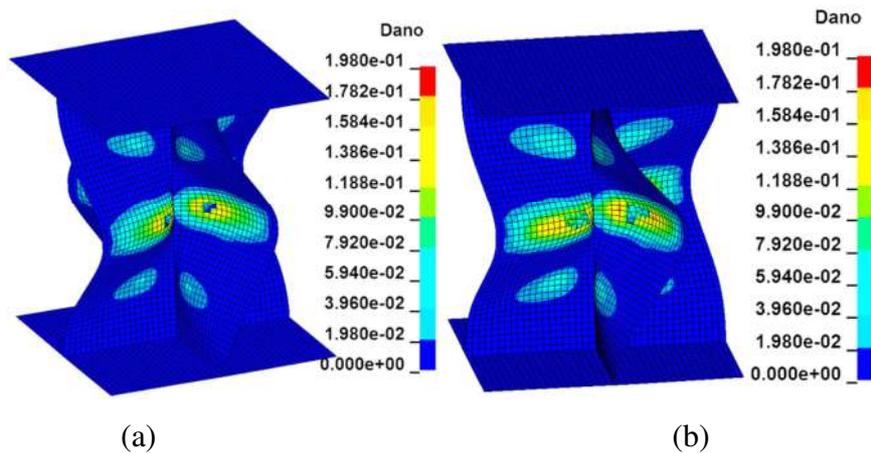


Figura 3.50: Dano acumulado (a) no início da fratura; (b) no instante depois do início da fratura ($le = 4mm$)

Na *Figura 3.50* (a) é mostrada a situação da distribuição do dano no momento do início da fratura e na *Figura 3.50* (b) o instante seguinte. As fraturas se iniciam nos elementos com maiores danos acumulados, que estão situados próximo às interseções das chapas. A propagação da fratura se alastrar pela região mostrando tendência de se direcionar para a interseção entre as placas. Segundo relato de URBAN, (2003) no modelo experimental a fratura iniciou nas interseções das chapas próximo à meia altura e no modelo numérico o início se deu na região de dobramento das chapas, também próximo à meia altura.

Na *Figura 3.51* é mostrada a distribuição da deformação plástica equivalente e na *Figura 3.52* é apresentada a distribuição da tensão efetiva de von Mises, ambos no instante imediatamente antes do início da fratura.

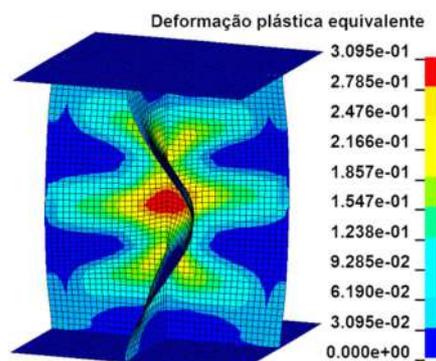


Figura 3.51: Deformação plástica antes do início da fratura ($le = 4mm$).

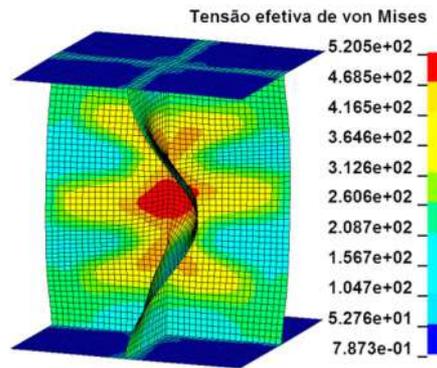


Figura 3.52: Tensão efetiva de von Mises antes do início da fratura ($le = 4mm$)(MPa).

Nestas figuras observa-se que existe uma concentração tanto da deformação plástica equivalente como da tensão efetiva de von Mises na meia altura da coluna na interseção das placas. Neste ponto parece haver uma mudança da curvatura no dobramento da placa e devido a esta característica geométrica aparece a concentração dos esforços.

3.5.5 Teste de compressão da coluna cruciforme do Modelo 2

Na *Figura 3.53* são apresentadas as curvas força *versus* deslocamento do ensaio experimental e das simulações numéricas do Modelo 2 da coluna cruciforme formada com placas com espessura de 8 mm, submetida a carregamento de compressão. Os comprimentos dos lados dos elementos finitos da malha foram de 32 mm, 16 mm e 7 mm.

As considerações feitas para as análises dos comportamentos das curvas mostradas na *Figura 3.48* referentes ao Modelo 1, em linhas gerais, podem ser consideradas as mesmas para o Modelo 2 em relação às curvas da *Figura 3.53*. Evidentemente, os valores das forças e dos deslocamentos são diferentes, mas os comportamentos globais do experimento e das simulações numéricas permaneceram semelhantes. Uma diferença notável com a análise do Modelo 1 é que as forças máximas calculadas são maiores que a medida no experimento. Além disso, o decaimento da força após a flambagem das placas não foi maior que o do experimento como no Modelo 1 e, por causa disso, o comportamento pós flambagem de todos os refinamentos e do modelo sem dano, se aproximaram razoavelmente do experimental.

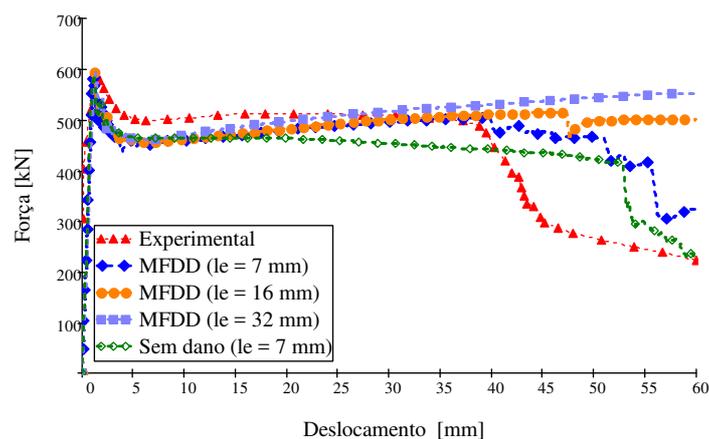


Figura 3.53: Curva força *versus* deslocamento para diferentes comprimentos de elementos (modelo 2).

Na *Tabela 3.20* são apresentados os resultados em termos do deslocamento de início da fratura e da força máxima obtida no ensaio experimental e nas simulações numéricas.

Tabela 3.20: Deslocamento do início da fratura para o modelo 2 ($t = 8 \text{ mm}$).

Descrição	Comprimento do elemento (le) (mm)	Deslocamento de fratura (mm)	Força máxima (kN)
Experimental	— — —	38,3	581,5
MFDD	32,0	60,0	594,0
MFDD	16,0	46,7	593,0
MFDD	7,0	40,0	586,0
Sem dano	7,0	-	588,0

Da *Figura 3.54* até a *Figura 3.57* pode ser inferido que os comportamentos do dano acumulado antes do início da fratura e depois da fratura, da deformação plástica equivalente e da tensão efetiva de von Mises, também são exatamente iguais aos do Modelo 1, assim, todos os comentários feitos a respeito destas grandezas também são válidos para o Modelo 2.

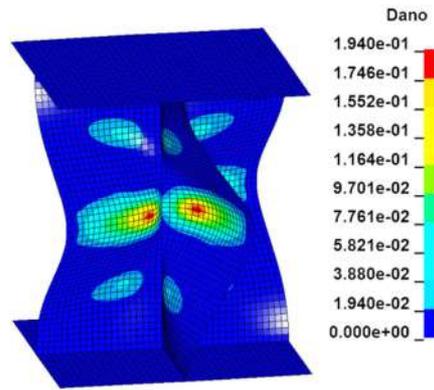


Figura 3.54: Dano acumulado antes do início da fratura ($le = 7mm$)

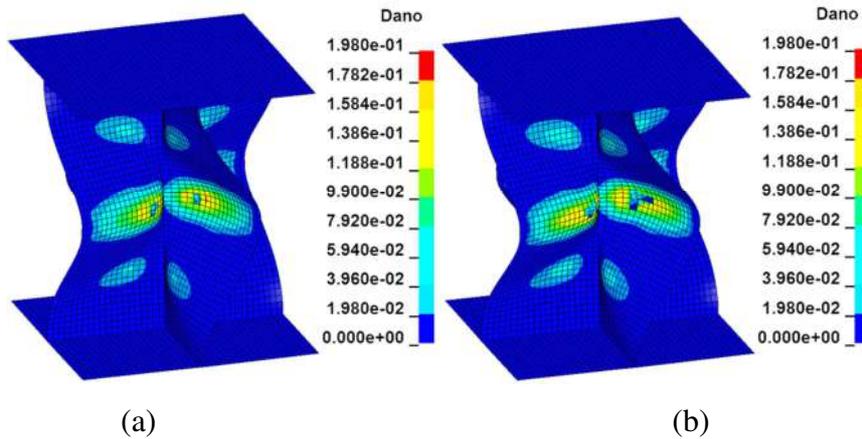


Figura 3.55: Dano acumulado (a) no início da fratura; (b) no instante seguinte ($le = 7mm$).

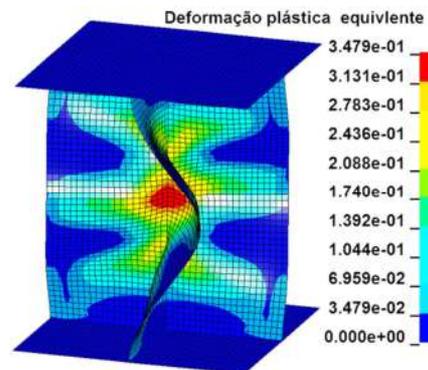


Figura 3.56: Deformação plástica antes do início da fratura ($le = 7mm$)

Dos resultados obtidos das simulações numéricas do Modelo 1 e Modelo 2 das colunas cruciformes construídas com placas da liga de alumínio 5083-T2, submetidas a carregamento de compressão, pode-se dizer que as previsões do MFDD foram muito boas. O deslocamento necessário para produzir o início da fratura e o local onde ela acontece foram razoavelmente previstos.

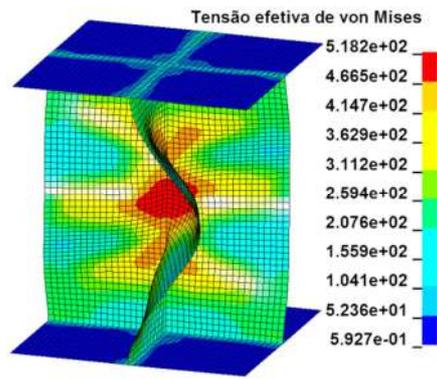


Figura 3.57: Tensão de von Mises antes do início da fratura ($l_e = 7mm$)(MPa).

CAPÍTULO 4

4. SIMULAÇÃO NUMÉRICA DE COLISÃO

4.1 Introdução

O objetivo deste capítulo é demonstrar a aplicabilidade da Mecânica do Dano Contínuo conforme o MFDD em problemas de colisão de navios, utilizando elementos finitos através do programa LS-DYNA. Como não houve medições experimentais do teste, a qualidade dos resultados será verificada pela comparação com dois métodos muito utilizados na literatura em problemas de abalroamentos de navios e plataformas.

O desenvolvimento do estudo será realizado considerando-se principalmente os seguintes aspectos para a modelagem do problema de colisão: (a) caracterização do material utilizando a mecânica de dano; (b) modelo simplificado da dinâmica do navio na colisão; (c) especificação do cenário de colisão; (d) modelagem numérica da colisão e (e) cálculo da força de colisão e energia absorvida entre um navio FPSO e o navio de apoio (*supply vessel*).

Casos de acidentes com embarcações como, por exemplo, explosão, incêndio, encalhamento ou colisão/abalroamento, normalmente, não são avaliados na fase de projeto. Por outro lado, o nível de exigências visando evitar ou mitigar os efeitos destas ocorrências, e as sanções aplicadas pelas autoridades responsáveis em todo o mundo, têm provocado uma preocupação em produzir estruturas oceânicas cada vez mais resistentes à colisão e ao encalhamento.

Apesar da pouca informação e complexidade dos cenários de acidentes marítimos, as simulações numéricas com razoável nível de sofisticação podem produzir predições bastante precisas, e também tornam factível a reprodução de vários possíveis cenários de acidentes.

Qualquer cenário de colisão, como o que se pretende avaliar aqui, depende de diversos parâmetros como: velocidade das embarcações, posicionamento na colisão (calados das embarcações, etc.), tipo e tamanho dos navios colididos, ângulo de colisão, entre outros. Nesta tese não se pretende avaliar os parâmetros que estão envolvidos na

colisão, mas simplesmente analisar os efeitos nas estruturas das embarcações num cenário de colisão típico, para verificação da validade de aplicação do MFDD.

Os efeitos dinâmicos na análise de colisão são muito relevantes para o processo de simulação, assim empregou-se uma simplificação para cálculo dos movimentos dos navios, onde se considera apenas os movimentos de avanço (*surge*), desvio (*sway*) e guinada (*yaw*), sendo os outros graus de liberdade restringidos devido as suas menores importâncias para o caso. A metodologia empregada para inclusão da dinâmica do navio no modelo de análise segue o estudo realizado por PILL e TABRI (2009).

A predição do início da fratura do material é outra questão que produz um efeito importante no cálculo da resistência ao abalroamento de navios e plataformas. Neste estudo utilizaremos o modelo proposto MFDD, estudado anteriormente nos Capítulos 2 e 3, e os critérios de falha RTCL e BWH, os quais foram mencionados no Capítulo 1.

A metodologia apresentada neste capítulo pode ser aplicada em qualquer outro cenário de colisão entre navios ou entre navio e plataforma *offshore*, evidentemente, fazendo pequenas alterações para o caso específico. A extensão para acidente de encalhamento também é direta, bastando para isto definir o tipo de rocha ou solo em que o navio irá colidir.

4.2 Características das embarcações empregadas na análise

Os navios utilizados para aplicação da simulação numérica foram um navio de casco simples FPSO como o navio agredido e uma embarcação de apoio do tipo PSV como a embarcação agressora. Na *Tabela 4.1* são apresentadas as características principais de cada embarcação. O modelo do FPSO foi limitado a uma porção do porão entre as cavernas 75 e 81, conforme mostra a *Figura 4.1*. Na elaboração do modelo numérico empregado nas análises foram utilizadas as dimensões construtivas do navio FPSO definidas na *Figura 4.2*. Os dados e desenhos do navio FPSO foram obtidos da Dissertação de M.Sc. de SILVA (2001).

Tabela 4.1: Características das embarcações

CARACTERISTICAS	FPSO	NAVIO DE APOIO (PSV)
<i>Comprimento entre perpendiculares - L_{PP}</i>	320,00 m	70,16m
<i>Boca</i>	54,50m	14,67m
<i>Pontal</i>	27,80 m	6,07m
<i>Calado Máximo</i>	21,62 m	5,04m
<i>Calado Mínimo</i>	7,00 m	-
<i>TPB</i>	282.750,00 t	-
<i>Peso Leve</i>	39.153,00 t	3.050,00 t
<i>Deslocamento</i>	321.903,00 t	6.125,00 t
<i>Velocidade durante a Colisão</i>	0,0	4,00 m/s

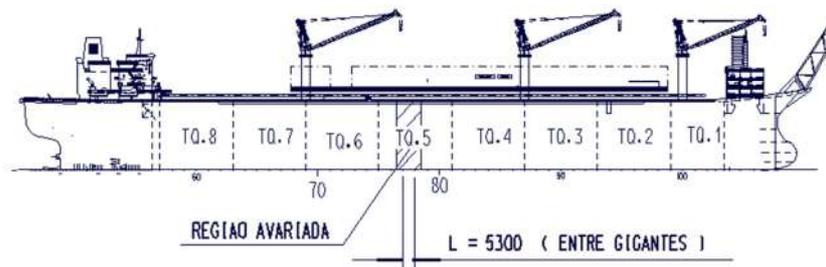


Figura 4.1: Vista lateral longitudinal do navio FPSO.

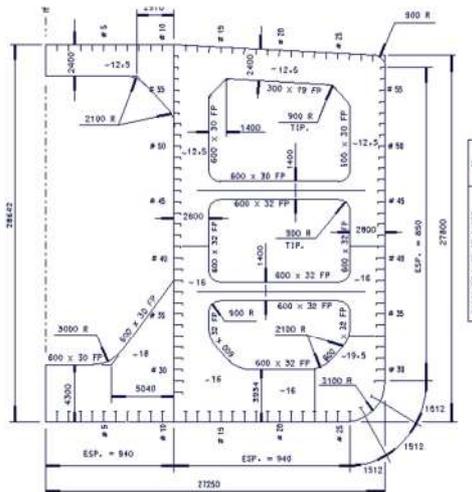


Figura 4.2: Detalhes construtivos da Seção Mestra do navio FPSO.

Para o navio de apoio o modelo numérico foi baseado nas dimensões e disposição dos elementos dados no plano de estruturas de proa do PSV, apresentado na *Figura 4.3*.

Como resultados do ensaio de tração são obtidas as propriedades básicas do aço naval DH-36e a curva força *versus* deslocamento do material, da qual se gera a curva tensão *versus* deformação verdadeira pelo processo convencional, a qual é mostrada na *Figura 4.6*. A parte linear é definida pelo módulo de elasticidade e tensão de escoamento que são apresentados na *Tabela 4.2* (MACLEAN, 2007), e para a parte não linear é ajustada uma curva na forma de função exponencial dada pela equação (3.1).

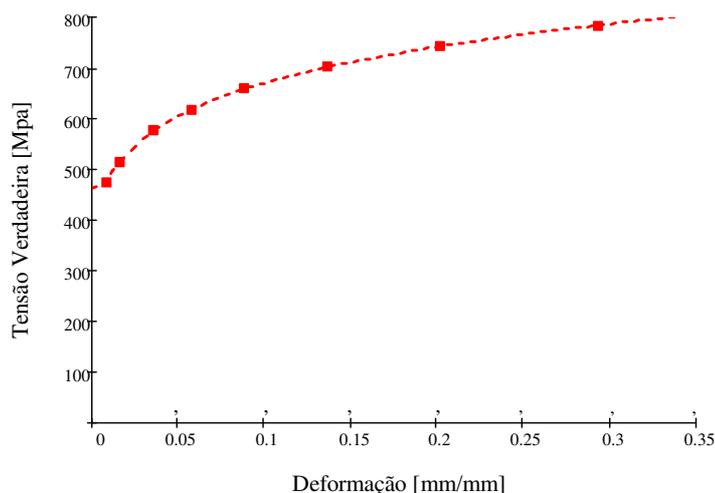


Figura 4.6: Curva tensão *versus* deformação verdadeira (MACLEAN, 2007)

Para a curva do aço DH-36 dada na *Figura 4.6*, os valores encontrados foram $Q1 = 190,1\text{MPa}$; $Q2 = 352,7$ e $C1 = 17,37$; $C2 = 1,613$. Esta curva é fornecida ao programa LS-DYNA juntamente com os outros dados do material, sendo também fornecidos os dados da malha de elementos finitos, condições de contorno e carregamento. As condições de contorno são estabelecidas fixando todos os nós de uma das extremidades do espécime, e o carregamento é fornecido através de incrementos de deslocamentos dos nós da extremidade oposta.

Tabela 4.2: Propriedade do material – DH-36

Descrição	Símbolo	Valor
Módulo de elasticidade	E	210 GPa
Coefficiente de Poisson	ν	0,33
Tensão de escoamento	σ_y	460 MPa

Para o programa LS-OPT, o qual vai proceder à geração da curva tensão *versus* deformação com dano, é fornecida a curva força *versus* deslocamento obtida do experimento. Nas análises no LS-DYNA o elemento empregado foi o sólido (SOLID

(ELFORM=1)). O ELFORM = 1 significa que no programa LS-DYNA se utilizará a opção de elemento sólido com tensão constante

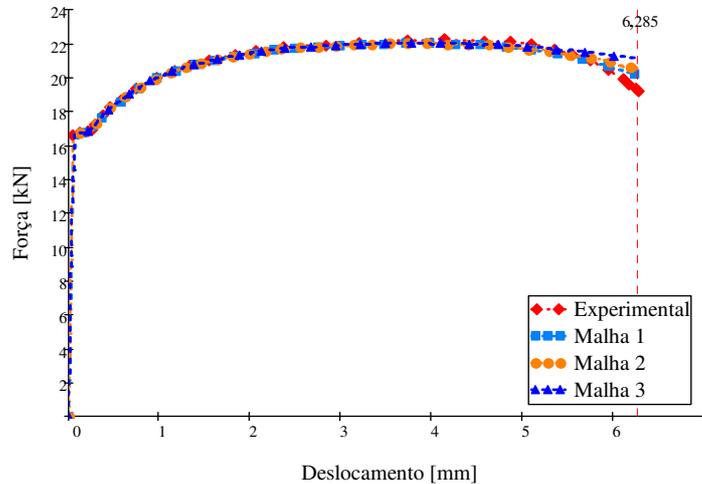


Figura 4.7: Curva força *versus* deslocamento da simulação do ensaio de tração (Malha1: 0,25x0,25x0,25 mm; Malha 2: 0,5x0,5x0,5 mm; Malha 3: 1,0x1,0x1,0 mm)

Como pode ser visto dos gráficos da *Figura 4.7*, as diferenças entre os ajustes com os refinamentos das malhas 1 e 2 com a curva obtida no experimento são desprezíveis. Assim, para economizar tempo computacional adotou-se para as análises a malha 2 com $le = 0,5$ mm, que corresponde a 10.476 elementos e 12.714 nós.

Para o ensaio de tração do aço naval DH-36, após algumas tentativas de ajuste considerando-se o dano, o denominador de dano $S = 2,34$ MPa foi o que melhor promoveu a aderência entre as curvas força *versus* deslocamento numérica (malha 2) e experimental, na *Figura 4.8* estas curvas são mostradas. Neste gráfico é destacado o deslocamento no início da fratura igual a 6,29 mm, determinado no ensaio experimental.

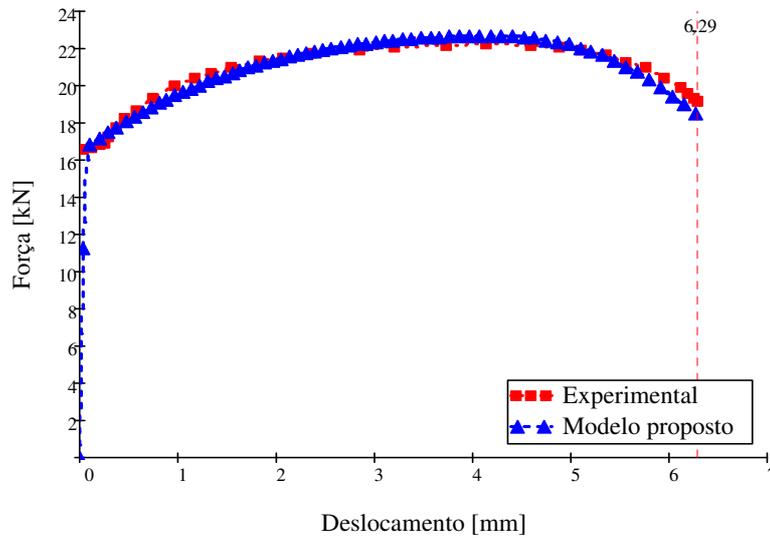


Figura 4.8: Curva força *versus* deslocamento experimental e numérica.

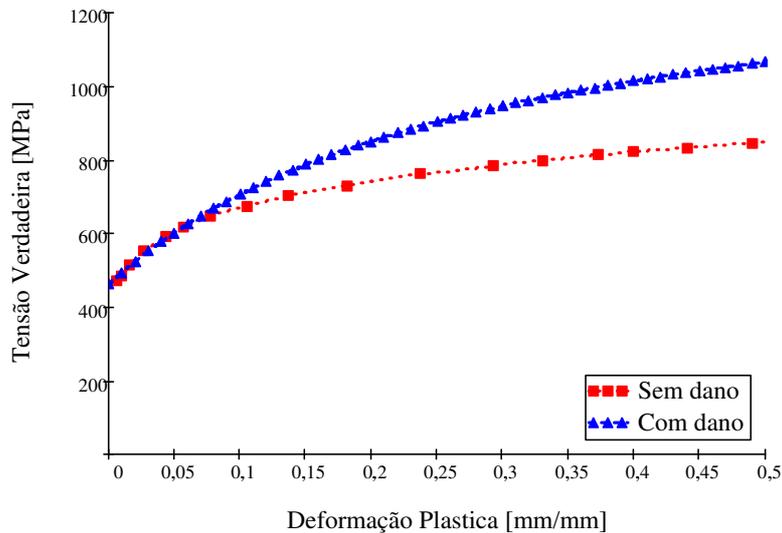


Figura 4.9: Curva do material do aço naval DH-36

Na *Figura 4.9* é mostrada a curva tensão *versus* deformação plástica verdadeira sem dano, obtida a partir do teste experimental e a curva do material com dano, gerada numericamente. Os parâmetros da função exponencial da equação (3.1) para a curva sem dano foram apresentados anteriormente e, para a curva com dano o programa LS-OPT determinou os valores $Q1 = 174,0$ MPa; $Q2 = 500,0$ MPa e $C1 = 10,0$; $C2 = 3,28$. A evolução do dano com o aumento do deslocamento no *clip gage* (carga aplicada), também é um dos importantes resultados da simulação numérica do ensaio de tração, que para o material em análise é mostrada na *Figura 4.10*.

Nesta figura, é visto que o deslocamento de início da fratura do teste de tração (6,29 mm) é que define, na curva dano *versus* deslocamento ou curva de evolução do dano, o dano crítico do material $D_c = 0,41$.

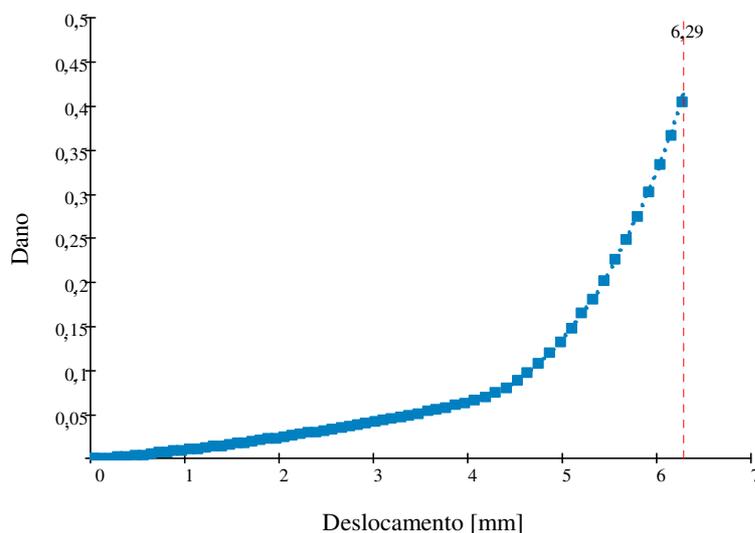


Figura 4.10: Dano versus deslocamento do *clip gage*.

4.4 Ensaio de cisalhamento puro

Como visto anteriormente, para a definição da função denominador de dano de um material, para todas as faixas de valores da triaxialidade, é necessário realizar pelo menos dois ensaios do material para se determinar numericamente o valor do denominador de dano correspondente a esses ensaios.

Para o aço DH-36, além do ensaio de tração, MACLEAN (2012) realizou o ensaio experimental de cisalhamento puro, cujo resultado será utilizado para determinação do denominador de dano correspondente a este ensaio. Para a execução deste ensaio MACLEAN (2012) utilizou o espécime com a geometria tipo borboleta desenvolvido por DUNAND e MOHR (2009), mostrado na *Figura 4.11*. Durante muitos anos houve diferentes propostas de mudança da geometria para os corpos de prova de cisalhamento puro. DUNAND e MOHR (2009) apresentaram uma versão otimizada da geometria tipo borboleta, para garantir a fratura fora da região dos bordos do espécime, e mantendo o campo de tensões e de deformações uniforme durante o carregamento tangencial.

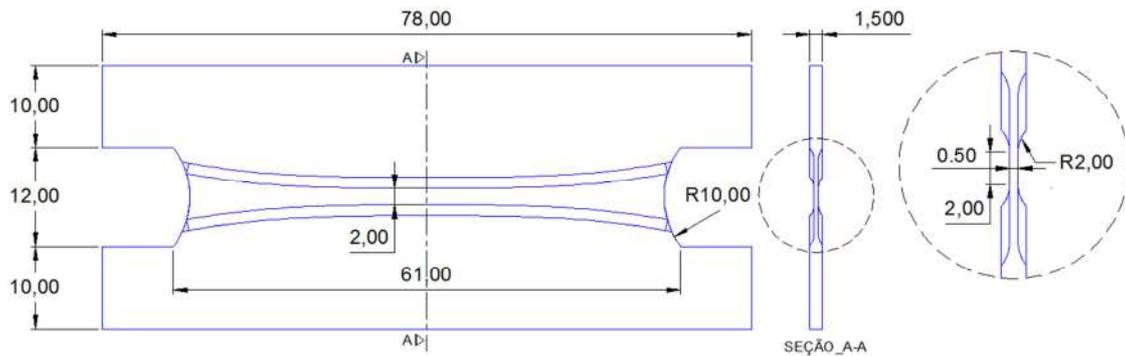


Figura 4.11: Esquema da geometria tipo borboleta para o ensaio de cisalhamento, adaptado de DUNAND e MOHR (2009).

Nas análises no LS-DYNA o elemento empregado foi o sólido (SOLID (ELFORM=1)). Na *Figura 4.12a* é mostrado todo o espécime do tipo borboleta, mas na análise da simulação do ensaio de cisalhamento será utilizada apenas a parte central, limitada pelas linhas tracejadas, e apresentado em destaque na *Figura 4.12b*. Para economia do tempo computacional foi aproveitada a simetria na direção da espessura do espécime, como mostra a *Figura 4.12b*. Na linha do corte inferior (ver *Figura 4.12b*) os nós são engastados, e nos nós na linha do corte superior são aplicados os incrementos de deslocamentos.

Para definição da malha a ser utilizada fez-se um estudo de sensibilidade com três malhas de diferentes densidades, e simulando o ensaio de cisalhamento sem considerar o dano. Na região do cavado na parte central, onde deve haver maior concentração das deformações, existe maior densidade de elementos, cujas dimensões são dadas a seguir para as três malhas: Malha 1 – 0,09x0,10x0,0625 mm; Malha 2 – 0,178x0,456x0,0625 mm; Malha 3 – 0,36x0,09x0,125 mm. As curvas força versus deslocamento produzidas pelas análises com as três malhas são mostradas na *Figura 4.13*. Como pode ser observado na *Figura 4.13*, a Malha 1 apresentou um ajuste ligeiramente melhor que as outras duas malhas e por este motivo foi escolhida para ser usada na análise considerando o dano.

Na simulação numérica do ensaio de cisalhamento com o MFDD a curva tensão *versus* deformação com dano do material (aço DH-36), gerada anteriormente no ensaio de tração (ver *Figura 4.9*), será utilizada. O deslocamento de fratura determinado por MACLEAN (2012) no ensaio experimental de cisalhamento puro foi $\delta = 4,85$ mm. Nos ajustes realizados com variação do denominador de dano o que forneceu o

deslocamento de fratura igual ao experimental foi o $S = 25,0$ MPa, ou seja, o dano em um dos elementos da malha atingiu o valor crítico $D_c = 0,41$ quando o deslocamento $\delta = 4,85$ mm foi aplicado.

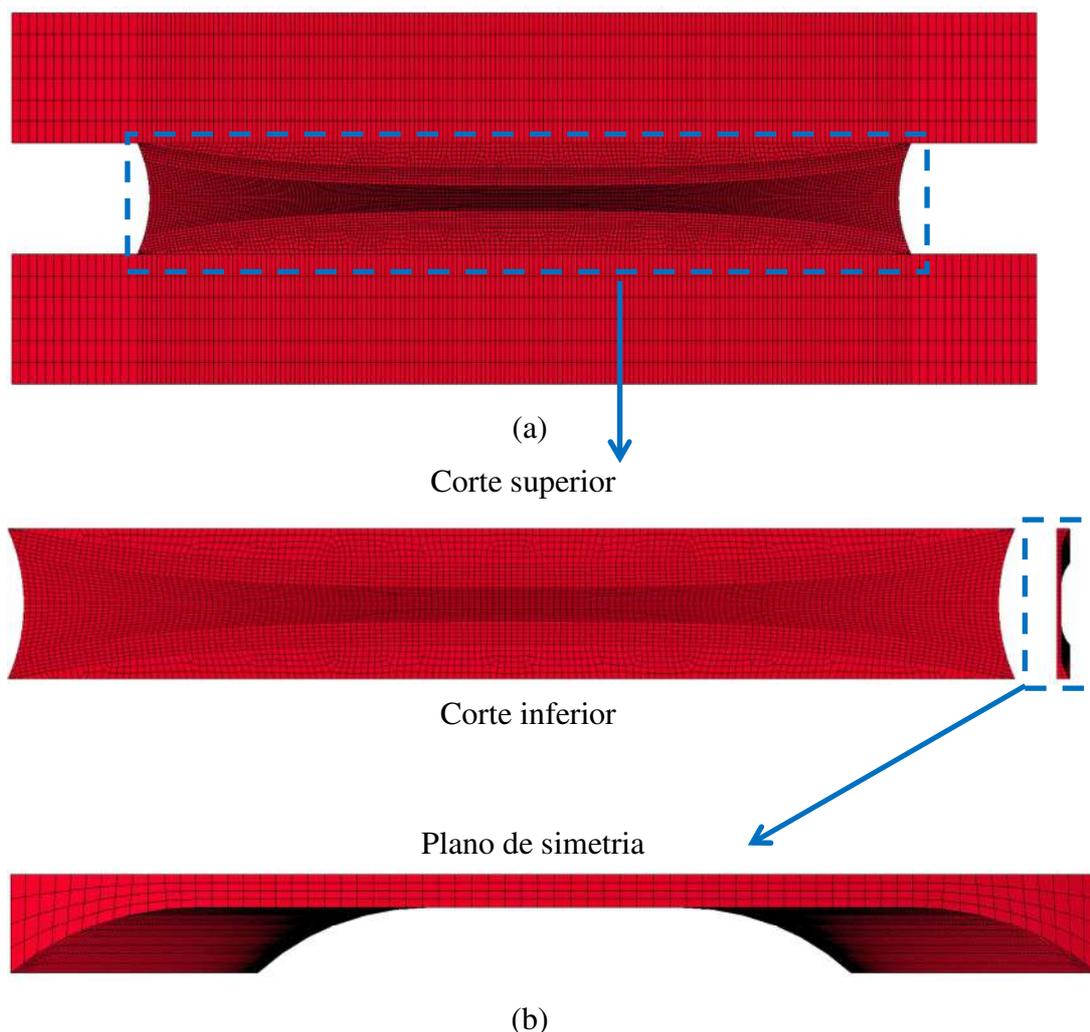


Figura 4.1: Modelagem numérica para o ensaio de cisalhamento.

As curvas força versus deslocamento experimental e numérica são apresentadas na *Figura 4.14*. Na *Figura 4.15* é apresentada a curva de evolução de dano na simulação do ensaio de cisalhamento puro. Na *Figura 4.16* é mostrada a distribuição do dano em todos os elementos da malha de elementos finitos, e como pode ser visto o dano acumulado é muito próximo de zero na grande maioria dos elementos exceto numa faixa estreita formando aproximadamente 45° com a linha central do corpo de prova. A *Figura 4.17* apresenta a distribuição do dano acumulado para um deslocamento $\delta = 5,11$ mm, ou seja, deslocamento maior que o de início da fratura, onde se pode observar nitidamente a linha de fratura desenvolvida. A partir das fotos apresentadas por MACLEAN (2012) do espécime durante o ensaio de cisalhamento, pode-se identificar

que a forma das distorções e os locais das evoluções das fraturas são muito parecidos com os obtidos numericamente e mostrados na *Figura 4.17*.

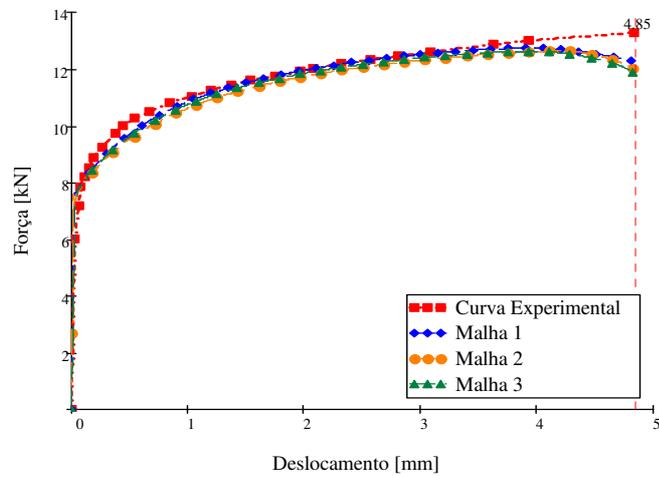


Figura 4.13: Curvas força versus deslocamento do estudo de sensibilidade de malha.

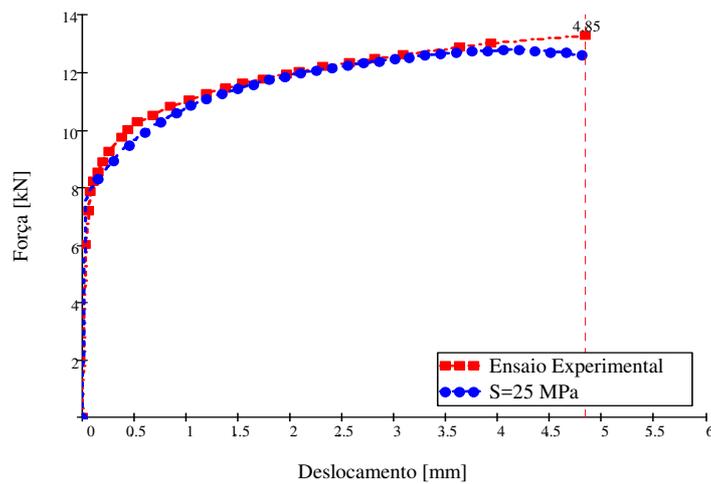


Figura 4.14: Curva força versus deslocamento do ensaio de cisalhamento puro

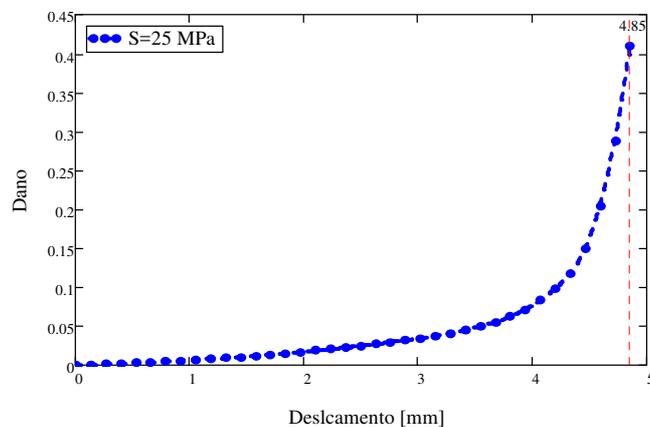


Figura 4.15: Curva dano versus deslocamento do ensaio de cisalhamento puro

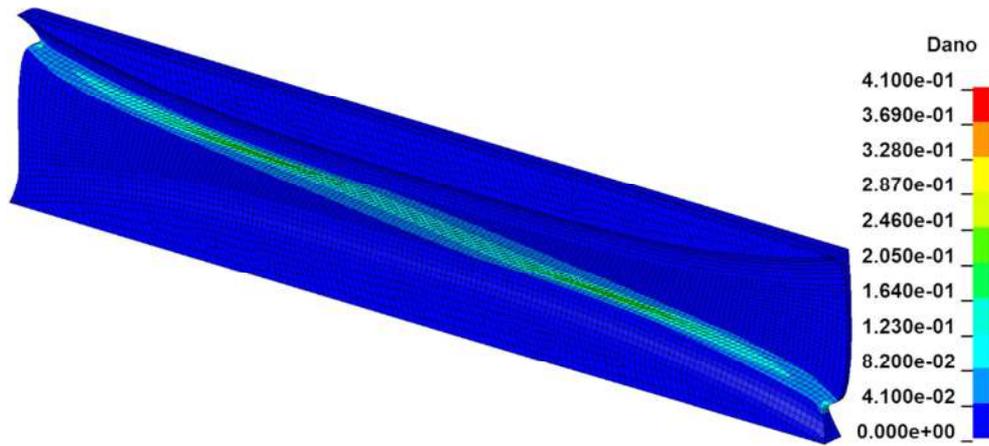


Figura 16: Distribuição do dano antes do início da fratura

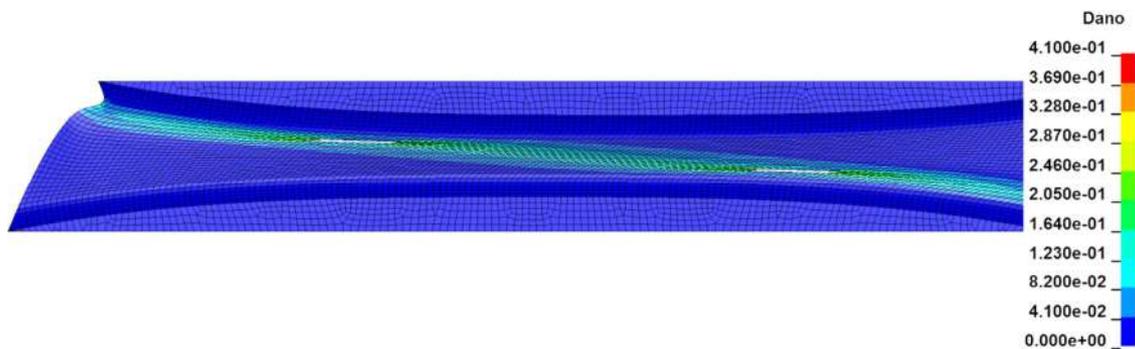


Figura 4.17: Distribuição do dano após o início da fratura.

A *Figura 4.18* apresenta a evolução da triaxialidade de tensão do primeiro elemento da malha cujo dano acumulado se iguala ao valor do dano crítico. Como pode ser visto a triaxialidade se mantém muito próxima de zero, tendo um crescimento lento até o deslocamento de 3,7 mm, passando a uma evolução rápida até o deslocamento de 4,5 mm, a partir deste ponto mostrando uma queda, apresentando um valor final no deslocamento de fratura $\eta = 0,085$.

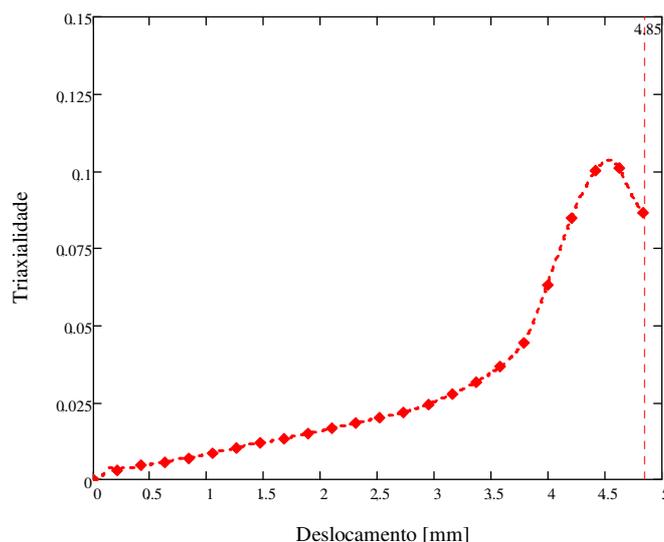


Figura 4.18: Evolução da triaxialidade do elemento que primeiro atingiu o dano crítico.

4.5 Determinação da função denominador de dano

No modelamento dos componentes das estruturas das duas embarcações a serem analisadas se empregaram elementos finitos de casca que se enquadram na situação descrita no Capítulo 2, onde as funções do denominador do dano para quatro faixas de valores da triaxialidade são definidas na equação (2.81). Para a utilização destas funções é necessário a determinação de dois parâmetros: o parâmetro “ a ” calculado do ensaio de tração e o parâmetro “ b ” calculado de um outro ensaio que se enquadre nas outras faixas de triaxialidade de tensão.

Na simulação numérica do ensaio de tração, onde se considera o denominador de dano, se definiu que o seu valor é $S = 2,34$ MPa e que a triaxialidade de tensão do primeiro elemento a atingir o dano crítico, ou seja, no início da fratura é determinado como $\eta = 0,553$. Substituindo estes dois valores na função denominador do dano na faixa correspondente da triaxialidade de tensão, ou seja, para $\eta \geq 0,33$, obtém-se o parâmetro $a = 3,88$ MPa. Assim, a função denominador do dano:

$$S(\eta) = \frac{3,88}{3\eta} \quad (4.1)$$

é utilizada no MFDD para simular o ensaio de tração. Como resultado da análise obteve-se um deslocamento de fratura de 6,0 mm. Como no experimento este deslocamento foi de 6,29 mm, para aproximar mais o deslocamento da análise MFDD do experimental, o valor do denominador de dano deve ser reduzido para que o deslocamento na fratura seja aumentado, neste caso adotou-se $a = 3,86$ MPa. Com este

valor introduzido na equação (4.1) em lugar de $a = 3,88$ MPa e fazendo a simulação do ensaio de tração com esta função denominador de dano, obteve-se como resultado um deslocamento de início da fratura de 6,1 mm. Esta aproximação para o deslocamento de início da fratura foi considerado bom, então a função denominador de dano do aço DH-36 para a faixa de $\eta \geq 0,33$, é:

$$S(\eta) = \frac{3,86}{3\eta} \quad (4.2)$$

Diferente dos exemplos do Capítulo 3, como foi possível se encontrar o denominador de dano através da simulação numérica do ensaio de cisalhamento. Logo, é possível se determinar a função denominador de dano para todas as faixas de triaxialidade, conforme dado na equação (2.81). Para isto, é necessário calcular o parâmetro " b ", substituindo na função denominador de dano correspondente a faixa de triaxialidade $0 \leq \eta \leq 1/3$, dada na equação (2.81), o valor do denominador de dano ($S = 25,0$ MPa) e a triaxialidade de tensão na fratura em cisalhamento ($\eta = 0,085$), assim como, o parâmetro $a = 3,86$ MPa, conhecido do ensaio de tração. Fazendo-se esta operação encontra-se $b = 26,47$ MPa.

Em vista deste resultado, substituindo $a = 3,86$ MPa e $b = 26,47$ MPa nas expressões da equação (2.81), fornecem:

$$S(\eta) = \begin{cases} \infty & \eta \leq -\frac{1}{3} \\ \frac{26,47}{1 + 3\eta} & -\frac{1}{3} < \eta \leq 0 \\ (-203,49)\eta^2 + 26,47 & 0 \leq \eta \leq \frac{1}{3} \\ \frac{3,86}{3\eta} & \frac{1}{3} \leq \eta \end{cases} \quad (4.3)$$

As expressões (4.3) definem as funções do denominador de dano do aço DH-36 quando se utiliza o MFDD para determinação do local e momento do início da fratura, aplicando elementos finitos de casca.

Devemos chamar a atenção que o modelo de MALCHER (2011) também será utilizado para comparação junto com os critérios de fratura RTCL e BWH. Para a aplicação do modelo de MALCHER usou-se $S_{0,33} = 2,34$ MPa e $S_{0,0} = 26,47$ MPa. Além disso, como a função denominador de dano de MALCHER (2011) não contempla

a faixa de $\eta \leq 0$ e como nesta aplicação devem aparecer regiões das estruturas com triaxialidade negativa, adotou-se as funções do MFDD.

4.6 Modelo simplificado para a dinâmica de colisão do navio

A metodologia para a simulação da dinâmica da colisão foi baseado no desenvolvimento realizado por PILL e TABRI (2009), a qual foi adequada para o caso da aplicação deste capítulo, considerando ambos os navios como corpos deformáveis. No trabalho de PILL e TABRI (2009) é apresentada uma metodologia para simular numericamente a dinâmica da colisão usando o programa LS-DYNA. Os movimentos do navio foram limitados aos do plano horizontal, onde os movimentos de avanço (*surge*), desvio (*sway*) e guinada (*yaw*) são considerados.

O objetivo principal da simulação é calcular as forças mais importantes que ocorrem durante o processo de colisão, que são as parcelas correspondentes à força de contato e à força de inércia. A representação gráfica da modelagem da colisão entre navios é apresentada na *Figura 4.19*. Como mostrado nesta figura, no modelo discreto da estrutura do navio colidido só será considerado a parte do navio onde se encontra a área atingida pela colisão. As outras partes do navio serão modeladas considerando-se elementos de massa discreta. Da mesma maneira, para o navio agressor a estrutura da proa do navio será modelada em detalhe, o resto da estrutura como elementos de massa discreta e elementos de corpo rígido. No modelo de elementos finitos as massas adicionadas são consideradas como elementos de massa pontuais.

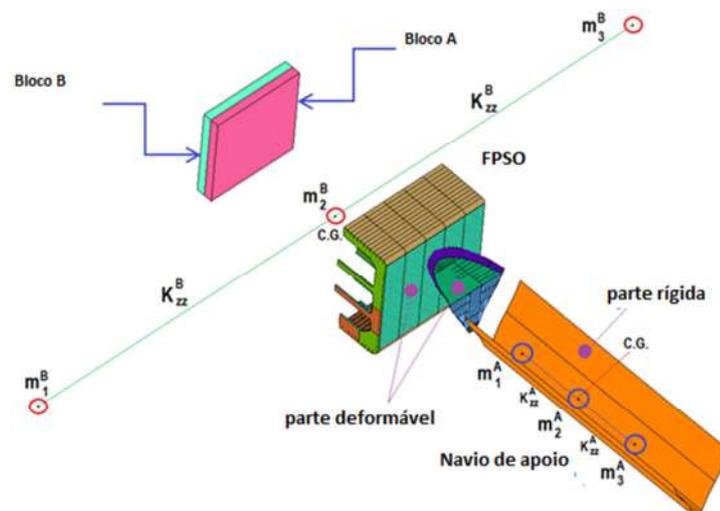


Figura 4.19: Modelagem do cenário de colisão entre o FPSO e o *supply Vessel*

A massa de cada navio é relacionada a elementos de massa pontuais e colocadas a uma distância igual ao raio de giração (K_{zz}). A massa total (m) de cada navio, excetuando-se as partes da estrutura discretizadas em elementos finitos (m_{est}), é inserida através de elementos de massa (m_i), os quais são distribuídos ao longo do eixo longitudinal do navio. Assim, pode-se escrever que:

$$m = \sum_i m_i + m_{est} \quad (4.4)$$

Na *Figura 4.19*, são apresentados os elementos de massa do navio agressor (navio de apoio) através de m_1^A , m_2^A e m_3^A e elementos de massa para o navio colidido (FPSO) através de m_1^B , m_2^B e m_3^B . A massa adicionada do navio agressor (navio de apoio) " u_{11}^A " e do navio colidido (FPSO) " u_{11}^B " na direção do avanço (*surge*) é somada às massas m_2^A e m_2^B , respectivamente, as quais estão posicionadas nos centros de gravidade (CG) dos correspondentes navios. Este enfoque causa a inclusão da massa adicionada de avanço (*surge*) do navio também no sentido do desvio (*sway*). No caso do navio agressor, a massa adicionada na direção de desvio não é considerada, devido o movimento ser predominantemente de avanço. A massa adicionada na direção do desvio (*sway*) do navio colidido é modelada através de um bloco inserido no lado oposto da estrutura a ser colidida (bloco A), veja na *Figura 4.19*. A massa adicionada do desvio (*sway*) é calculada pela diferença entre a massa adicionada em avanço, já incluída na massa concentrada no CG, e a massa adicionada do desvio ($u_{11}^B - u_{22}^B$). O bloco A está ligado a um bloco rígido "B", o qual restringe os movimentos relativos em uma direção e permite o movimento em outra direção. Portanto, é possível levar em conta a massa adicionada quando o navio está se movendo na direção de desvio (*sway*) e desconsiderar o efeito nas outras direções. No caso do movimento de avanço (*surge*), a massa adicionada do bloco permanece na sua posição inicial e não é incluída na massa do navio. Para se obter este efeito no programa LS-DYNA, as restrições deste bloco são introduzidas pelo comando "CONSTRAINED_JOINT_PLANAR".

Para o cálculo das distâncias entre os pontos de massas, as quais são iguais ao valor do raio de giração (K_{zz_i}), será utilizado o cálculo da inércia através da seguinte formulação:

$$I_{zz} + u_{66} = \sum_i m_i (K_{zz_i})^2 + m_{est} (K_{est})^2 \quad (4.5)$$

sendo u_{66} a massa adicionada em guinada (yaw), k_{zzi} o raio de giração do elemento de massa i , o qual leva em conta a massa adicionada na guinada e k_{est} o raio de giração do costado da estrutura em relação ao CG do navio.

Por simplificação, na presente análise serão assumidos os valores de massas adicionadas dadas por PEDERSEN (2000) para o caso de colisão, e que são apresentadas na *Tabela 4.3*.

Tabela 4.3: Massas adicionadas nos navios (PEDERSEN, 2000)

Direção do grau de liberdade	Porcentagem da massa do navio
Massa adicionada de avanço (surge)	5,0%
Massa adicionada de desvio (sway)	86,0%
Massa adicionada de guinada (yaw)	21,0%

4.7 Cenários de colisão

Para se fazer a análise de colisão entre duas embarcações deve-se escolher um cenário possível para que se possa definir algumas variáveis importantes do problema. Neste sentido, a *Figura 4.20* mostra todas as possibilidades de colisão em relação aos calados de ambos os navios, que são divididas em 4 partes. Cada diagonal representa uma variação de calado equivalente. Portanto, cada diagonal representa um caso de colisão, que corresponde à possibilidade de máxima massa para ambos os navios.

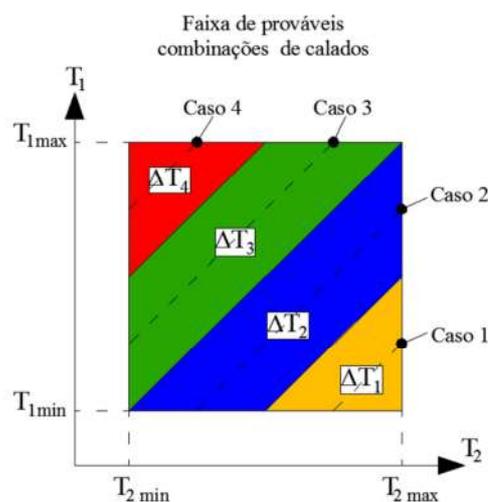


Figura 4.20: Definição da posição de calados na direção vertical

A posição do navio de apoio na direção vertical (ΔT) em relação ao navio FPSO vai depender de seus calados de projeto e de lastro, dados pelas seguintes expressões (ver *Figura 4.21*):

$$\Delta T_1 = T_{2\max} - \frac{3T_{1\min} + T_{1\max}}{4} \quad (4.6)$$

$$\Delta T_2 = T_{2\max} - \frac{T_{1\min} + 3T_{1\max}}{4} \quad (4.7)$$

$$\Delta T_3 = \frac{T_{2\min} + 3T_{2\max}}{4} - T_{1\max} \quad (4.8)$$

$$\Delta T_4 = \frac{3T_{2\min} + T_{2\max}}{4} - T_{1\max} \quad (4.9)$$

Onde:

$T_{1\max}$, $T_{2\max}$: Calados de projeto.

$T_{1\min}$, $T_{2\min}$: Calados de lastro.

$$T_{1\max} = 5.04 \text{ m}$$

$$T_{1\min} = 3.01 \text{ m}$$

$$T_{2\max} = 21.62 \text{ m}$$

$$T_{2\min} = 7.00 \text{ m}$$

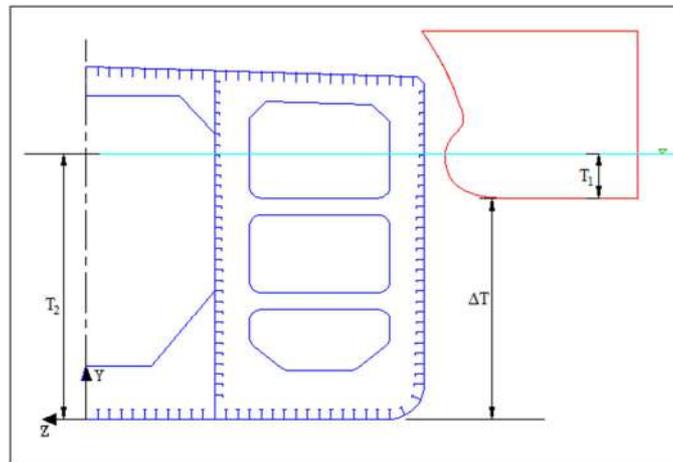


Figura 4.21: Calados dos navios em cenário de colisão

Como não é considerada toda a estrutura do navio agressor (PSV) e navio agredido (FPSO), para a modelação da colisão é preciso conhecer a posição do centro de massa do navio para poder simular seus movimentos. Os valores das coordenadas do centro de massa total do navio PSV considerado são as seguintes:

x: 0 m

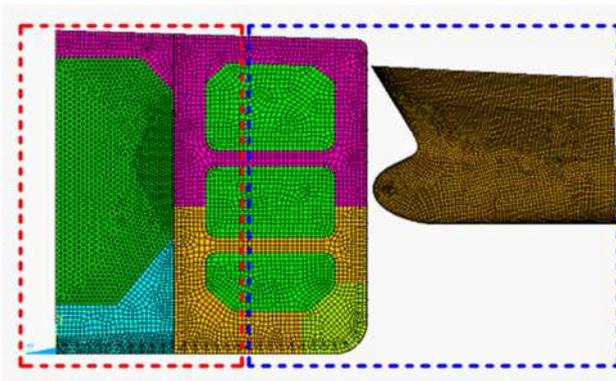
y: A posição vertical vai depender do cenário da colisão.

z: 35,32 m

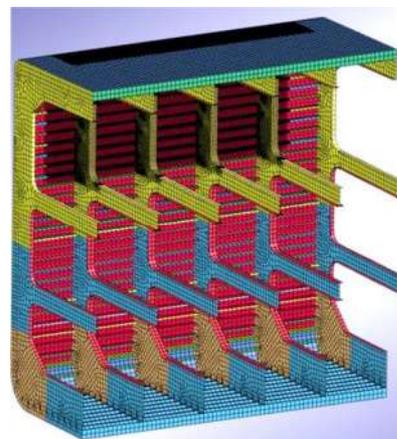
A absorção de energia é muito sensível ao ângulo de colisão e ao posicionamento da colisão. No cálculo da resistência à colisão para efeito de projeto do navio, devemos ter presente uma ampla faixa de variação de ocorrência destas variáveis. Aqui, como o objetivo é avaliação e comparação entre critérios de fratura, isto será realizado utilizando-se apenas um cenário de colisão que ocorre com um ângulo de 90 graus entre os navios e localizado na metade do navio agredido (FPSO) e, incluindo também no cenário de colisão escolhido, as condições de calado do caso 3.

4.8 Modelo de elementos finitos

Na elaboração do modelo discreto empregado para as análises, todos os elementos estruturais discretizados no navio FPSO como no navio de apoio (PSV), foram construídos com elementos tipos casca do programa LS-DYNA, cuja formulação foi desenvolvida por BELYTSCHKO *et al.* (2000).



(a)



(b)

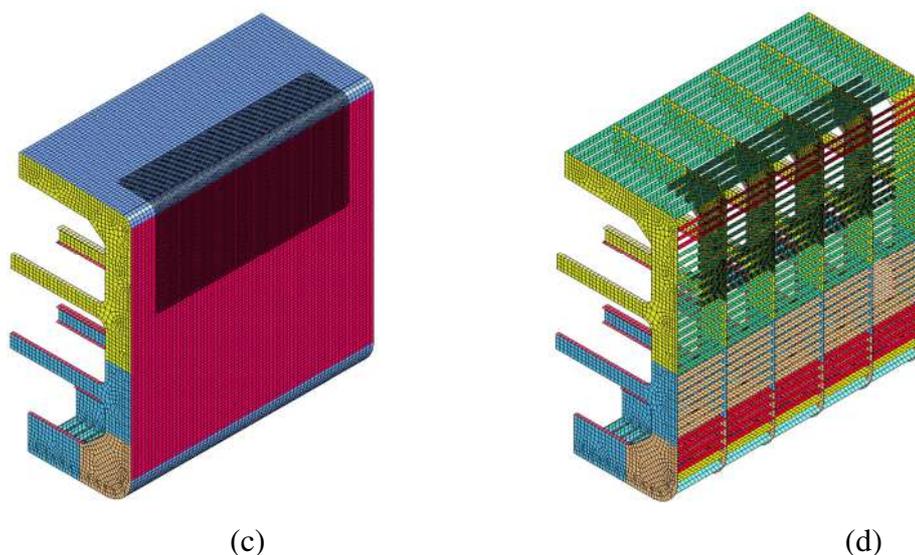


Figura. 4.22: Modelo numérico da estrutura reduzida do costado do FPSO.

Como já mencionado, na modelagem de ambos os navios, navio agressor (navio de apoio) e navio agredido (FPSO), foram reduzidos de modo a evitar tempo computacional excessivo e viabilizar a análise com precisão. Supõe-se nesta aplicação que o navio FPSO será atingido na região de corpo paralelo (próximo à meia nau) por uma embarcação de apoio do tipo PSV, com um ângulo de colisão de 90 graus. Na *Figura 4.22a* mostra-se a metade da seção transversal típica desta região do navio e a hachura em vermelho destaca a parte da estrutura que será descartada do modelo.

A *Figura 4.22b* mostra uma vista da parte interna do tanque do modelo que será considerado na análise de elementos finitos. Na *Figura 4.22c* é mostrada a discretização do costado do navio FPSO da parte da estrutura que será empregada na análise, e na *Figura 4.22d* é mostrada a mesma parte da estrutura anterior sem o chapeamento, dando destaque às cavernas gigantes (conjunto de elementos transversais mais robustos), longitudinais de costado, de convés e de fundo.

Na modelagem do navio agressor(navio de apoio), só a parte da proa até a antepara de colisão de vante é modelada, e a *Figura 4.23* mostra duas vistas desta estrutura. A *Figura 4.23a* mostra uma vista superior de ré para vante onde se vê a antepara de colisão de vante, parte do convés principal e parte do chapeamento da proa. Na *Figura 4.23b* a vista é de vante para a ré da proa do navio de apoio sem o chapeamento, dando destaque ao convés e às estruturas horizontais reforçadoras da proa e a antepara de colisão de vante com os prumos.

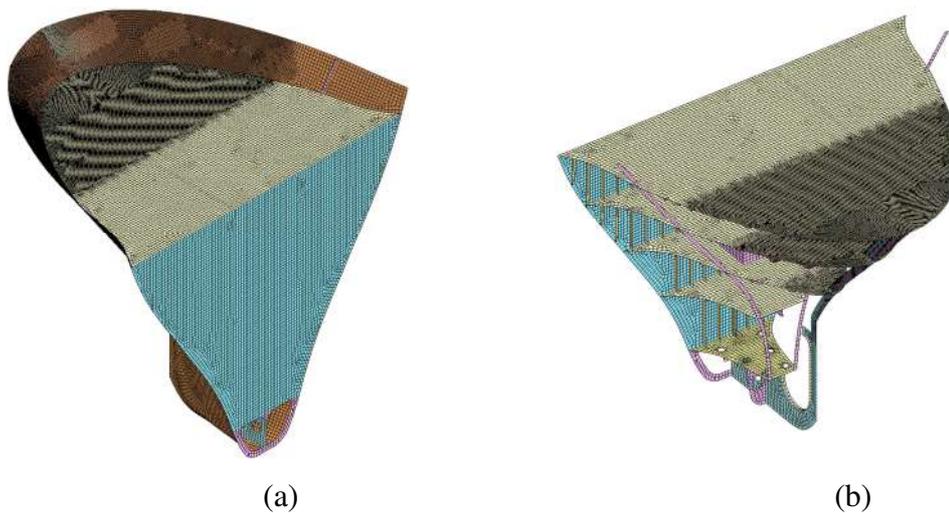


Figura 4.23: Modelagem por elementos finitos da proa do navio de apoio

Na estrutura de costado do navio colidido (FPSO), mostrada na *Figura 4.22*, e na estrutura da proa do navio agressor, mostrada na *Figura 4.23*, pode ser visualizado que a malha é mais refinada na região da colisão, sendo os comprimentos dos lados dos elementos iguais a 50 mm, e nas áreas não atingidas com um comprimento entre 200 mm e 400 mm.

A velocidade inicial do navio agressor (PSV) foi assumida como 4 m/s. A velocidade do FPSO será considerada como zero, simulando um cenário onde o FPSO e o navio de apoio estão em situação de operação. Na *Figura 4.24* é mostrado esquematicamente o cenário de colisão, sendo ambas as estruturas cortadas no plano de simetria transversal.

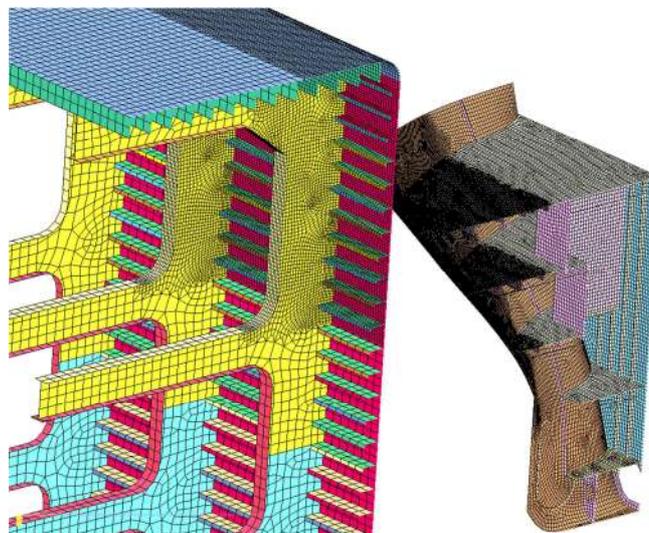


Figura 4.24: Configuração esquemática do cenário de colisão.

Nas análises foi considerado o coeficiente de atrito igual a 0,3. O coeficiente de fricção dinâmico não foi considerado. Nas superfícies é utilizado um contato automático que no programa é chamado de CONTACT_AUTOMATIC_SINGLE_SURFACE, que determina quais as partes das estruturas entram em contato e quais deixam de manter o contato. O comando *CONTACT_FORCE_TRANSDUCTER_PENALTY permite que as forças de reação entre as estruturas sejam calculadas, possibilitando que a curva força versus penetração de cada membro estrutural entre a proa do navio agressor (navio de apoio) e o navio agredido(FPSO) seja obtida.

As condições de contorno aplicadas no bordo do costado do FPSO será o de restringir o deslocamento na direção longitudinal. Os critérios usados para a simulação do início da fratura e sua propagação são: a) MFDD b) critério RTCL c) critério BWH e d) o modelo de MALCHER (2011), comentado no item 2.5.5. A propagação da fratura é simulada quando o material atinge o valor de dano crítico, e quando o elemento atinge o dano crítico o programa o elimina do modelo para os próximos passos.

4.9 Resultados

4.9.1 Força de contato

Na *Figura 4.25* é apresentada a curva força de penetração *versus* deslocamento do casco de navio agredido com uma velocidade inicial de 4 m/s pelo navio de apoio. Os resultados fazem uma comparação do modelo proposto nesta tese (MFDD) em relação ao modelo de MALCHER (2011), os critérios de falha RTCL e o BWH, observando-se um comportamento global muito similar entre as curvas.

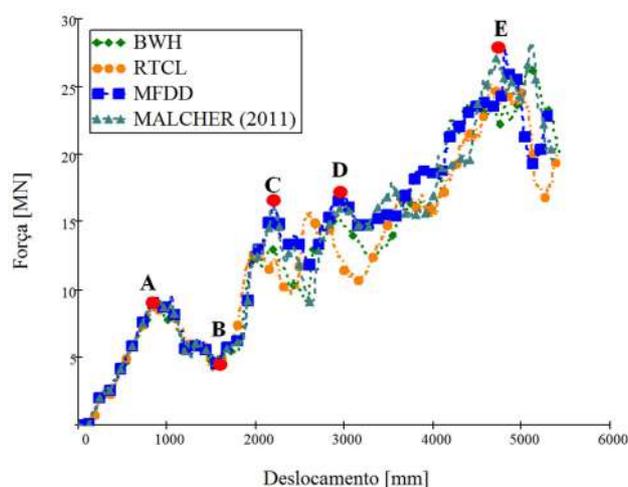


Figura 4.25: Curva força *versus* deslocamento da colisão

A curva determinada pelo MFDD, assim como as dos outros três critérios, caracterizam-se por picos e cavados no sentido crescente dos deslocamentos, cujos alguns destes pontos foram destacados pelas letras A, B, C, D e E na curva para o MFDD, como pode ser visto na *Figura 4.25*. Cada uma destas mudanças de declividades corresponde a alterações nas condições estruturais dos navios em contato na colisão. A seguir, para cada um dos trechos destacados na curva, serão apresentadas as condições reais das estruturas, através de figuras que se encontram no ANEXO C, que motivaram o comportamento oscilatório da curva. As mesmas observações e conclusões tomando-se por base a curva do MFDD podem ser estendidas para os outros critérios, sendo que os momentos (deslocamentos) dos acontecimentos relatados podem ser um pouco diferentes, assim como os valores das forças que ocasionaram estes eventos.

Etapa OA: Os modelos avaliados (MFDD, RTCL, BWH e MALCHER) determinaram aproximadamente a mesma força de contato de 9,1 MN (ver *Figura 4.18*) para uma mesma penetração de 850 mm. O ponto A mostra o instante de dobramento da chapa do casco da proa do navio agressor, como é apresentado na *Figura C.1*. Na *Figura C.1* (d) mostra-se a dobra da chapa com altos valores de triaxialidade. O valor máximo de deformação plástica da proa do navio de apoio foi de 0,266 e com o dano acumulado de 0,363. As *Figuras C.1* e *C.2* mostram a avaria com um deslocamento de penetração de 850 mm, e apresentando também a tensão de von Mises, deformação plástica, dano acumulado e triaxialidade do navio agredido (FPSO) e do navio agressor (navio de apoio), no instante do ponto A. Nesta etapa, inicia-se o primeiro dobramento da chapa, o qual vai se repetir nos pontos C, D e E.

Etapa AB: Entre os pontos A e B, foi observado um decaimento da força de impacto devido ao contínuo dobramento da chapa do convés da proa do navio agressor até o ponto B. No ponto B inicia-se um aumento da força de penetração do casco do navio de apoio no casco de costado do FPSO, devido à retenção da deformação da proa do navio agressor e ao crescimento da área de contato. Depois do ponto A, a fratura do material inicia com uma triaxialidade de 0,6. No costado do navio FPSO, até este ponto, não houve deformação considerável. As *Figuras C.3* e *C.4* mostram o dano com um deslocamento de penetração de 1600 mm, apresentando também os resultados da tensão de von Mises, deformação plástica, dano acumulado e triaxialidade para o navio agredido (FPSO) e navio agressor (navio de apoio), no instante do ponto B.

Etapa BC: No ponto B inicia-se uma recuperação da força de contato entre o casco do navio de apoio e o costado do navio FPSO. Entre os pontos B e C aconteceu uma fratura no convés do navio de apoio. No instante do ponto C inicia-se uma fratura, localizada na dobra da chapa do navio de apoio. No casco de costado do navio FPSO observa-se aumento da deformação plástica, chegando a valores de até 0,15. Até o ponto C, o costado do navio FPSO tem um comportamento com baixos valores de tensão e do dano, em comparação ao navio de apoio.

As *Figuras C.5 e C.6* mostram o dano com um deslocamento de penetração de 2200 mm, apresentando os resultados da tensão de von Mises, deformação plástica, dano acumulado e triaxialidade para o navio agredido (FPSO) e navio agressor (navio de apoio), no instante do ponto C.

Etapa CD: Entre os pontos C e D é observado o mesmo efeito que aconteceu entre os pontos A e C. Conforme o deslocamento aumenta, ocorre uma terceira dobra na chapa de convés do navio agressor, diminuindo a força de contato (ver *Figura 4.18*). Durante o esmagamento da chapa de convés houve o início de uma fratura entre a chapa de convés e o casco da proa do navio de apoio. A chapa de costado do FPSO não teve fratura do material suportando o esmagamento do navio de apoio. As *Figuras C.7 e C.8* mostram o dano com um deslocamento de penetração de 2900 mm, apresentando os resultados da tensão de von Mises, deformação plástica, dano acumulado e triaxialidade para o navio agredido (FPSO) e navio agressor (navio de apoio), no instante do ponto D.

Etapa DE: Conforme a penetração aumenta uma quarta dobra de esmagamento na proa do navio de apoio aparece, diminuindo a força de contato (ver *Figura 4.18*). Nesta etapa, houve um aumento do deslocamento e da força de penetração maiores que os ocorridos nas fases anteriores. O deslocamento entre os pontos D e E ocorreu com uma penetração de 1800 mm. Na área atingida do convés, o esmagamento aumentou até falhar o material. O casco do costado do FPSO não experimentou fratura de material, suportando o esmagamento do navio de apoio. As *Figuras C.9 e C.10* mostram o dano com um deslocamento de penetração de 4800 mm, apresentando os resultados da tensão de von Mises, deformação plástica, dano acumulado e triaxialidade para o navio agredido (FPSO) e navio agressor (navio de apoio), no instante do ponto E.

4.9.2 Energia interna

A *Figura 4.26* apresenta a curva de energia interna *versus* deslocamento para o cenário de colisão analisado, utilizando-se o modelo proposto (MFDD), o modelo de MALCHER e os critérios de falha RTCL e BWH. A maior parte da energia dissipada na simulação da colisão é devida ao trabalho plástico, onde os elementos da proa sofreram maior dano estrutural.

Observa-se que a energia interna calculada pelo MFDD nos instantes dos pontos A, B e C foi muito próxima dos valores obtidos pelos demais critérios. Nos pontos D e E a energia interna calculada pelo MFDD apresentou-se maior que a dos outros três critérios, evidentemente, isto foi ocasionado pelos maiores valores da força de penetração calculada pelo MFDD depois do ponto C. As curvas da energia determinadas pelo RTCL, BWH e MALCHER são quase coincidentes.

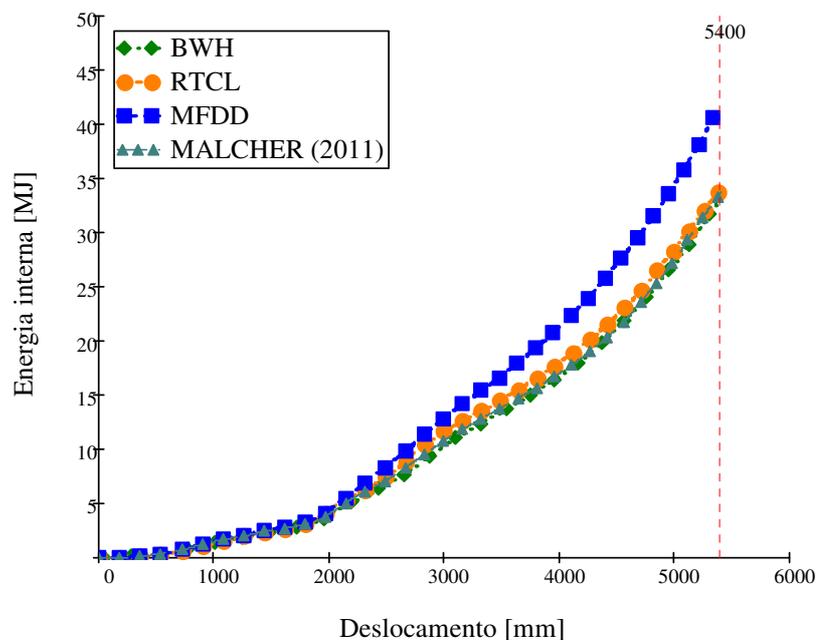


Figura 4.26: Curva de energia interna do casco da proa do navio de apoio

Nesta aplicação o tempo de análise com o MFDD foi de 9h 5 min, com o MALCHER (2011) foi de 8 h 58 min, com o critério RCTL foi de 8 h 40 min e com o critério BWH foi de 8 h 35 min. Este tempo um pouco maior com o MFDD pode ser explicado devido ao processo iterativo utilizado no método Newton Rapshon para o cálculo do multiplicador plástico, enquanto nos modelos RTCL e BWH, se tem uma formulação inserida no próprio LS-DYNA para o cálculo do multiplicador plástico.

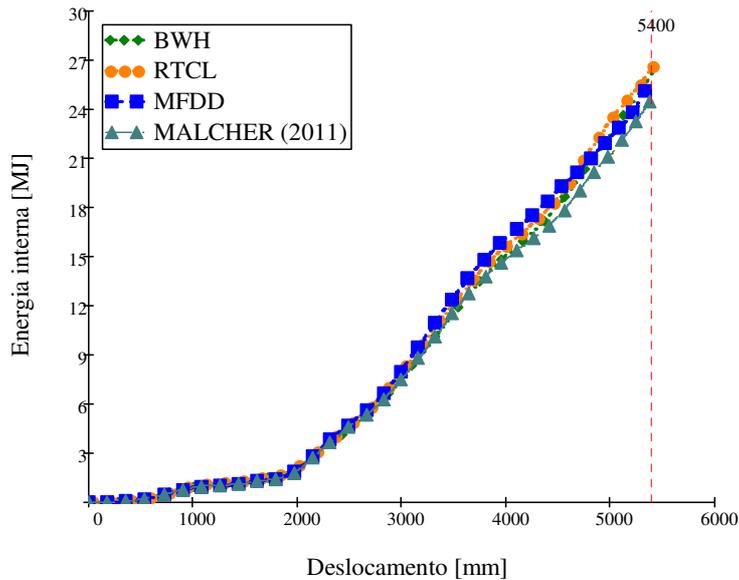


Figura 4.27: Curva de energia interna do casco de costado do navio FPSO.

Na *Figura 4.27* são apresentadas as curvas de energia interna *versus* deslocamento lateral do navio FPSO, determinadas pelo MFDD pelo modelo de MALCHER (2011) e pelos critérios de falha RTCL e BWH. Observa-se que a energia interna calculada pelo MFDD apresentou o mesmo comportamento que os critérios RTCL e BWH, sendo que para o modelo de MALCHER (2011) a energia foi ligeiramente inferior aos outros critérios. Isto é devido ao navio FPSO não apresentar fratura em qualquer das suas partes estruturais utilizando os três modelos. Assim, o comportamento da energia interna não deveria mudar significativamente no caso do navio agredido (FPSO), sendo que o contrário aconteceu no navio agressor (navio de apoio), onde a fratura do material alterou o comportamento do modelo proposto (MFDD), com relação aos outros modelos.

4.9.3 Efeitos da dinâmica da colisão

Na *Figura 4.28* é apresentada, através da curva força *versus* deslocamento, uma comparação entre o modelo considerando a simplificação da dinâmica da colisão e a não consideração do efeito da dinâmica. Pode ser visto, nesta figura, que as forças de contato do casco da proa, para ambos os casos, inicialmente são muito próximas até um deslocamento de 1,6 m aproximadamente.

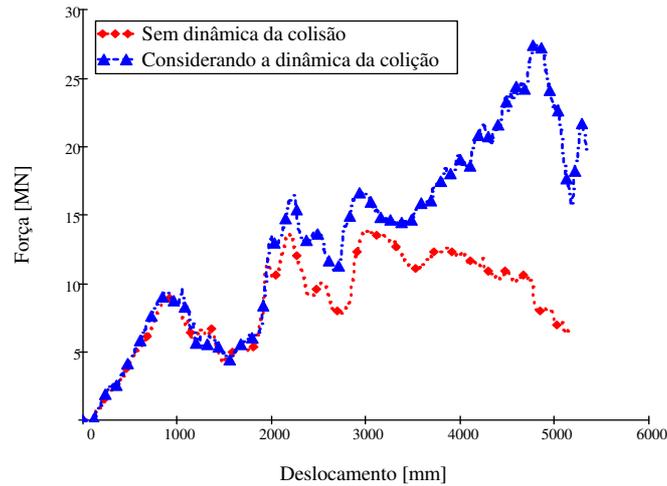


Figura 4.28: Comparação entre a curva força *versus* deslocamento sem a consideração da dinâmica e com a sua inclusão.

No início, a força é suficiente apenas para provocar a deformação da parte superior da proa do navio agressor, provocando a primeira dobra no chapeamento do convés. O costado do navio FPSO não teve um deslocamento considerável na direção da colisão, mantendo-se praticamente estático. Depois deste ponto, a interferência do método simplificado da dinâmica da colisão é relevante, mostrando que a força de contato da proa do navio de apoio é maior do que sem considerar o efeito da dinâmica da colisão.

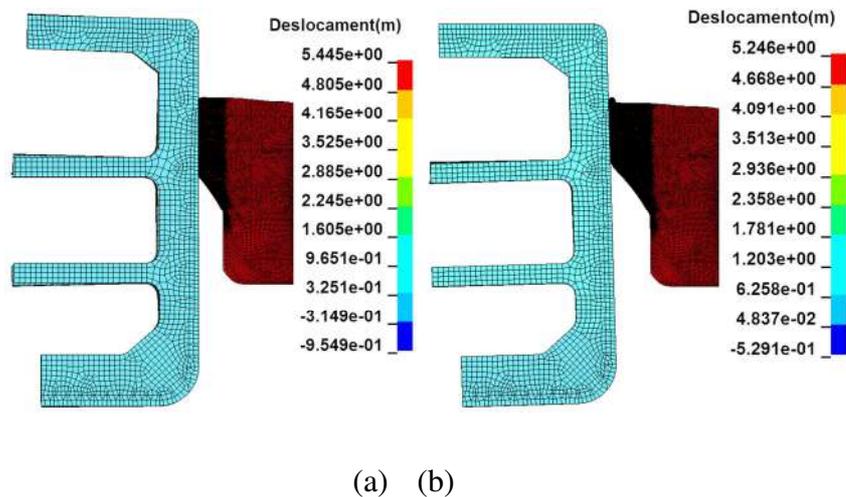


Figura 4.29: a) Deslocamento do navio FPSO considerando a dinâmica da colisão simplificada; b) Deslocamento do navio FPSO sem considerar a dinâmica da colisão.

Para o modelo considerando a dinâmica da colisão, a força de contato do casco da proa do navio foi maior porque o modelo considera as massas adicionadas na direção

de *sway* dos blocos “B” e “C” que são aderidos à estrutura de costado do navio FPSO, mantendo como resultado o navio estático, aumentando a resistência ao impacto (ver *Figura 4.29a*). No outro caso, sem considerar a dinâmica da colisão, o costado do navio FPSO teve um deslocamento na direção da colisão de aproximadamente 1,0 m, e assim provocou uma menor resistência ao impacto, e conseqüentemente, uma força de contato menor em comparação àquela quando se considera a dinâmica da colisão.

4.9.4 Força de contato de diferentes membros estruturais

Na *Figura 4.30* são apresentadas as forças de contato nos principais membros estruturais do navio de apoio, mostrando que a maior força de contato durante toda a colisão foi no casco (chapeamento) da proa. As forças de contato dos reforços e do convés foram muito menores que a força de contato do chapeamento de proa do navio. Isso também pode ser visto na energia de deformação destes mesmos membros estruturais durante a colisão (ver *Figura 4.31*).

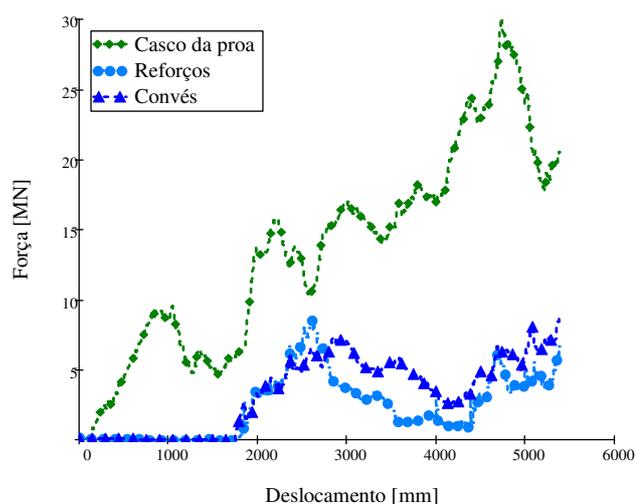


Figura 4.30: Curva força *versus* deslocamento da colisão em diferentes membros estruturais do navio de apoio.

Na *Figura 4.31* é apresentada a energia de deformação dos principais membros estruturais do navio de apoio durante a colisão, observando-se que o reforço e convés tiveram menor absorção de energia em comparação à proa, mostrando que o chapeamento da proa teve maior danificação estrutural.

A *Figura 4.32* mostra a força de contato dos principais membros estruturais do navio FPSO durante o impacto de colisão, quando atingido pelo navio de apoio. Nesta

figura, observa-se que a maior força de contato foi do chapeamento do costado em comparação com os outros membros estruturais (cavernas e reforços). Também se pode observar que a força de contato do casco do navio FPSO foi maior que a força de contato do chapeamento da proa do navio de apoio (ver *Figura 4.30*). A maior força de contato ou maior resistência estrutural do navio FPSO no costado mostrou-se menor absorção de energia de deformação em comparação à energia da proa do navio de apoio (ver *Figura 4.33*). A baixa energia de deformação de cada membro representa a baixa danificação da estrutura do FPSO, onde as deformações foram muito pequenas.

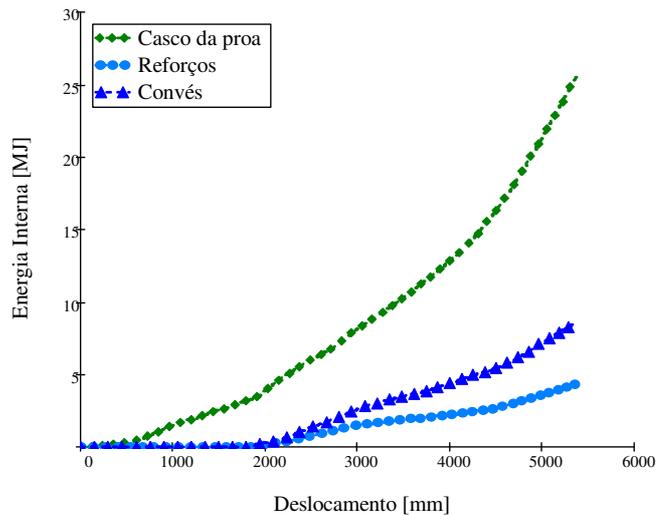


Figura 4.31: Curva da energia de deformação *versus* deslocamento em diferentes membros estruturais do navio de apoio.

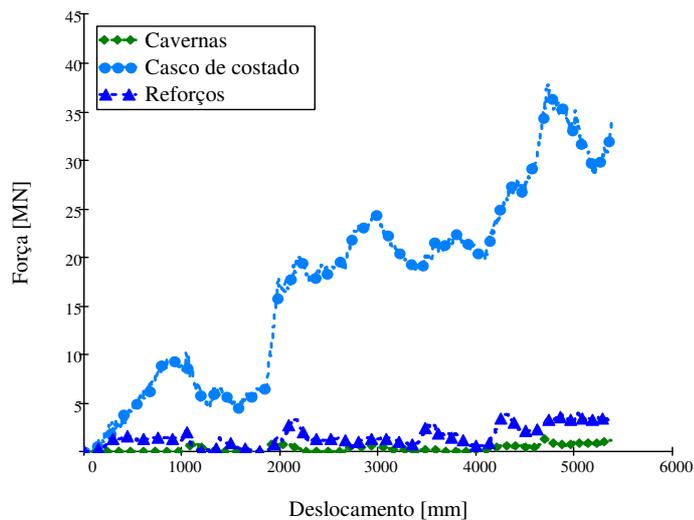


Figura 4.32: Curva da força *versus* deslocamento da colisão de diferentes membros estruturais do FPSO.

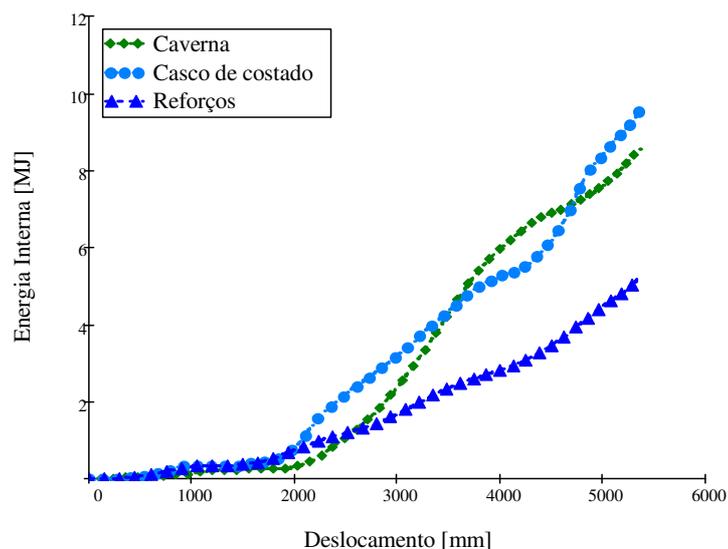


Figura 4.33: Curva da energia interna *versus* deslocamento da colisão de diferentes membros estruturais do FPSO.

Os estudos apresentados nestes dois últimos itens esclarecem estratégias que podem ser empregadas no projeto de estruturas de embarcações e plataformas offshore, para se obter informações úteis quando se objetiva diminuir a capacidade de absorção de energia de deformação da estrutura ou aumentar a resistência ao impacto (*crashworthiness*). Como visto, a aplicação do método simplificado da dinâmica da colisão tornam os resultados mais realísticos e a determinação das forças atuantes e da energia de deformação absorvida de cada um dos tipos de membros estruturais separadamente, facilita a tomada de decisão de qual deles deverá ser redimensionado para atender o objetivo com a maior eficiência e economia.

CAPÍTULO 5

5. CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

O trabalho desenvolveu um novo modelo para caracterização da fratura dúctil de materiais em caso de colisão de navios utilizando a Mecânica do Dano Contínuo, onde o denominador de dano em função da triaxialidade e parâmetro de Lode, durante carregamento é incorporada nas relações constitutivas do material. Para isto, tomou-se como base o modelo de LEMAITRE (1985) e a estratégia de sua modificação foi semelhante a de MALCHER (2011). Este novo modelo constituiu-se na substituição do denominador de dano constante, parâmetro que faz parte da expressão do potencial de dano e da evolução do dano, por uma função da triaxialidade que tem forma de variação semelhante a da deformação plástica de fratura estabelecida por BAO e WIERZBICKI (2004) e LEE (2005). Este novo modelo, denominado Modelo com Função Denominador de Dano (MFDD), a função do denominador de dano é definida para elementos finitos sólidos estabelecida para toda a faixa de triaxialidade de tensão ($-1 \leq \eta \leq 1$) e de parâmetro de Lode ($-1 \leq \xi \leq 1$). Para elementos finitos de casca a função denominador de dano é definida em quatro faixas de variação da triaxialidade: alta triaxialidade ($\eta \geq 1/3$); baixa triaxialidade ($0 \leq \eta \leq 1/3$); triaxialidade negativa ($-1/3 < \eta \leq 0$) e ($\eta \leq -1/3$). Com o ensaio de tração uniaxial do material, alta triaxialidade, se determina a lei de encruamento do material com dano, valor crítico do dano, o denominador de dano e a correspondente triaxialidade. Com o valor das últimas duas variáveis, determina-se o parâmetro que define a função do denominador de dano para o material quando em alta triaxialidade de tensão.

A formulação desenvolvida foi implementada no programa de elementos finitos explícito LS-DYNA, através da subrotina UMAT que permite o acoplamento dos algoritmos pertinentes à MDC a estrutura do programa.

A validação da metodologia foi realizada comparando as curvas força versus deslocamento obtidas através de experimentos descritos na literatura, com as determinadas numericamente com o MFDD. Os experimentos constaram de cilindros submetidos a compressão, realizados por URBAN (2003), de indentação de um painel enrijecido longitudinalmente por 01 (um) enrijecedor, e outro com 02 (dois) enrijecedores simétricos, realizados por ALSOS *et al.* (2009a) e, finalmente, por

experimentos de esmagamento de duas colunas cruciformes com dimensões diferentes, também realizado por URBAN (2003). Foi mostrado em todos estes experimentos que o dano acumulado nos elementos finitos é pouco influenciado pelas tensões de cisalhamento e de compressão, significando que o estado de tensão em tração, definida pela triaxialidade na faixa $\eta \geq 1/3$, é que merece ser considerada na análise para determinação do início da fratura. Esta característica permite, então que a função do denominador de dano do material seja determinado apenas para esta faixa, assim exigindo que apenas o ensaio de tração uniaxial seja realizado para determinação do parâmetro relacionado ao denominador de dano, e o dano crítico.

No primeiro teste de validação do MFDD se utilizou os resultados dos ensaios experimentais de compressão de cilindros da liga de alumínio 6082-T6 realizadas por URBAN (2003). Por meio das simulações numéricas do ensaio de tração e dos testes de compressão de cilindros com razão $H/D=0,7$ e $H/D=1,4$, determinou-se a função denominador de dano, para em seguida, fazer a predição da fratura do cilindro com $H/D=1,0$, submetido a compressão. O resultado em termos do deslocamento de fratura a diferença foi de 8,8% e o início da fratura foi prevista acontecer na superfície externa do cilindro, tal como determinado por URBAN no experimento. Neste mesmo exemplo, quando foi aplicado o MLO, a previsão de início da fratura foi no interior do cilindro, demonstrando uma das características da inviabilidade de aplicação do modelo original de LEMAITRE (1985) para a predição do início da fratura.

Na validação do MFDD quando aplicado na indentação de painel enrijecido, a força de fratura do painel (1423 kN) com 01 enrijecedor, obtida pelo MFDD com elementos da malha de 8 mm de comprimento, praticamente coincidiu com a determinada no experimento (1424 kN), mas o deslocamento correspondente ao MFDD e o experimental foram, respectivamente de 159 mm e 171 mm. Esta diferença pode ser atribuída ao descarregamento e carregamento realizado no ensaio, provocando uma descontinuidade na curva. Os critérios de fratura RTCL e o BWH que são muito usados na literatura em simulações de colisão de navios, e o modelo de MALCHER (2011), neste caso apresentaram força na fratura do painel diferentes da obtida experimentalmente e pelo MFDD. Os deslocamentos também foram distintos do experimental, mas o BWH obteve deslocamento de 163 mm, próximo ao do MFDD. O início da fratura no MFDD e com o de MALCHER (2011) ocorreu a uma distância de

aproximadamente 100 mm do enrijecedor e progrediu paralelamente a ele. No experimento, conforme relatado pelos autores (ALSOS *et al.*, 2009a), a fratura ocorreu na união entre o enrijecedor e placa. Nas análises com os critérios RTCL e BWH feitas por ALSOS *et al.* (2009b), foi relatado que o local de início da fratura foi idêntico ao experimental.

No painel com 02 (dois) enrijecedores o MFDD apresentou força no início da fratura (1090kN) um pouco inferior à do experimento (1122 kN), enquanto os critérios RTCL, BWH e MALCHER (2011) apresentaram valores bem diferentes. Com relação ao deslocamento, o MFDD e o BWH mostraram deslocamentos quase idênticos aos obtidos experimentalmente. O início da fratura com o MFDD, RTCL, BWH e MALCHER forneceram o início e propagação da fratura junto aos enrijecedores, que também foi descrito como ocorrido no experimento.

Em vista destes resultados, pode-se considerar que o MFDD fez a predição da fratura com precisão muito boa, e que mesmo com malha menos refinada, apresentou resultados melhores que a dos outros critérios de fratura.

O teste experimental de esmagamento de coluna cruciforme realizado por URBAN (2003) e também utilizada nesta tese para validar o MFDD, um deles empregou placas de 4 mm de espessura e o outro placas com 8 mm. Nesta aplicação, assim como na anterior, como só se dispunha do resultado do teste de tração, para se determinar a função denominador de dano foi necessário demonstrar que a maior parte de estrutura durante o carregamento se encontra em tração, e que o dano acumulado nestas partes, com triaxialidade de tensão menor que 0,33, não eram significativas. Esta análise fundamentou a adoção de funções denominador de dano para as faixas de triaxialidade menores que 0,33.

Para a coluna cruciforme com placas de 4 mm de espessura a força máxima experimental foi de 160,14 kN e a determinada com o MFDD foi de 153,3 kN. Esta diferença, assim como, o comportamento pós flambagem das placas pode ser atribuída a distribuição de imperfeições que no caso numérico foi idealizada com uma onda senoidal que pode não ter representado com fidelidade a realidade. Apesar disso, a predição do deslocamento da fratura foi muito bom, apresentando uma diferença de 5,6%.

Na coluna cruciforme com espessura das placas de 8mm a força máxima experimental foi de 581,5 kN e a calculada com o MFDD foi de 586,0 kN. Esta boa aproximação, assim como, o melhor comportamento pós flambagem que o caso anterior, talvez possa ser explicado pela menor sensibilidade às imperfeições devido a maior espessura das placas. A predição do deslocamento de fratura o MFDD apresentou uma diferença em relação ao experimental de 4,4%.

Finalmente, fez-se a simulação numérica de um cenário de colisão entre um navio de apoio (PSV) e um navio FPSO. Empregou-se um modelo de análise de elementos finitos simplificado, restringindo-se à consideração dos membros estruturais aqueles na região atingida em ambos os navios, além disso, a dinâmica dos navios durante a colisão foi examinada através de um modelo reduzido de seus movimentos. Para a aplicação do MFDD, como no caso dos painéis, também considerou-se que a fratura deve ocorrer na faixa de alta triaxialidade, assim, a função denominador de dano foi determinada apenas para esta faixa através do ensaio de tração uniaxial do material.

As curvas força versus deslocamento obtidas com o MFDD, RTCL, BWH e MALCHER (2011) tiveram em grande parte de suas trajetórias comportamentos muito semelhantes no início da colisão, deslocamento até 2.000 mm. Na parte intermediária da colisão, entre 2.000 mm e 4.000 mm, a curva correspondente ao critério de fratura RTCL parece diferir em maior grau das curvas dos modelos MFDD, BWH e MALCHER (2011). No final da simulação, deslocamentos maiores que 4.000 mm, os critérios MFDD, RTCL e MALCHER (2011), apesar de observar-se uma dispersão entre elas, têm as suas trajetórias mais próximas que a do BWH. A força máxima do MFDD e do MALCHER (2011) acontece com o deslocamento de aproximadamente 4.800 mm, sendo o força do MFDD ligeiramente superior e para o RTCL a força máxima é bem inferior a do MFDD e MALCHER(2011).

As curvas da energia interna *versus* deslocamento no costado do navio FPSO foram praticamente coincidentes, sendo a calculada pelo modelo de MALCHER (2011) ligeiramente inferior, isto se deve ao fato que em nenhum deles houve fratura do costado. No caso da proa do navio PSV, em que houve fratura, as energias de deformação calculadas com todos os modelos no início da colisão são iguais, trecho com deslocamentos até 2.000 mm. A partir daí, a energia de deformação calculada com o RTCL é ligeiramente superior a do BWH e MALCHER, e mantendo trajetórias muito

semelhantes. Para deslocamentos acima de 2.000 mm, o MFDD mantém a energia maior que a dos outros critérios de fratura e com a diferença crescendo com o deslocamento. O tempo computacional gasto na simulação da colisão, com o MFDD foi 9 h 5 min., pelo RTCL foi de 8 h 40 min., pelo BWH foi de 8 h 35 min. e de 8h 55 min. pelo modelo de MALCHER (2011). O computador utilizado para as simulações numéricas apresentava as seguintes características: o processador Intel Core i7-6950X CPU @ 3,00 GHz (2); memória ram de 32 GB; o programa utilizado foi o LS-DYNA versão smp d R7.1.1.

Apesar do pequeno acréscimo no tempo computacional na simulação da colisão, como ficou demonstrado na comparação com os testes experimentais e com os resultados dos outros modelos numéricos, o MFDD apresentou desempenho muito bom em termos de predição da fratura.

5.1 Trabalhos futuros

- Sugere-se implementar a utilização da função denominador de dano para a determinação da curva do material com dano através da simulação numérica dos ensaio de tração.
- Recomenda-se a realização de ensaios com diferentes materiais dúcteis para a determinação de suas funções denominador de dano e de testes experimentais que reproduzam diferentes estruturas e carregamentos.
- Considerar o efeito do taxa de deformação no MFDD para a possibilidade de aplicação com carregamentos mais complexos.
- Sugere-se avaliar a utilização do MFDD com materiais poliméricos e compósitos.
- Introdução do endurecimento cinemático na formulação do MFDD, o qual pode proporcionar o estudo da aplicação com carregamento cíclico e investigação da aplicação do MFDD para a determinação da iniciação de trinca de fadiga.

6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ALSOS, H.S., 2008, *Ship grounding. Analysis of ductile fracture, bottom damage and hull girder response*, Ph. D. Thesis, Norwegian University of Science and Technology, Department of Marine Technology.
- ALSOS H.S., AMDAHL J., HOPPERSTAD, O., 2009a, “On the resistance to penetration of stiffened plates, Part I: Experiments”, *International J. of Impact Engineering*, v. 36(6), pp. 799-807.
- ALSOS H.S., AMDAHL J., HOPPERSTAD, O., 2009b, “On the resistance to penetration of stiffened plates, Part II: numerical analysis”, *International J. of Impact Engineering*, v. 36(7), pp. 875-887.
- ALSOS, H.S., HOPPERSTAD, O.S., TÖRNQVIST, R., AMDAHL, J., 2008. “Analytical and numerical analysis of sheet metal instability using a stress based criterion”, *Int. J. Solids Struct.*, v. 45, pp. 2042–2055.
- ANDREWS, E., SANDERS, W., GIBSON, L.J., 1999, “Compressive and tensile behaviour of aluminum foams”, *Materials Science and Engineering*, v. 270, pp. 113-124.
- ARAVAS, N., MCMEEKING, R.M., 1985a, “Finite element analysis of void growth near a blunting crack tip”, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, v. 33(1), pp. 25-49.
- ARAVAS, N., MCMEEKING, R.M., 1985b, “Microvoid growth and failure in the ligament between a hole and a blunt crack tip”, *International Journal of Fracture*, v. 29, pp. 21-38.
- ARUN, R., NARASIMHAN, R.A., 1999, “Finite element investigation of the effect of crack tip constraint on hole growth under mode and mixed mode loading”, *International Journal of Solids and Structures*, v. 36, p. 1427-1447.
- BAI, Y., 2007, *Effect of Loading History on Necking and Fracture*, Ph. D. Thesis, Massachusetts Institute of Technology.
- BAI, Y., WIERZBICKI, T., 2008, “A new model of metal plasticity and fracture with pressure and Lode dependence”, *International Journal of Plasticity*, v. 24, pp. 1071-1096.
- BAI, Y., WIERZBICKI, T., 2010, “Application of extended Mohr–Coulomb criterion to ductile fracture”, *International Journal of Fracture*, v.161, pp. 1-20.

BAO, Y., BAI, Y., WIERZBICKI, T., 2004, *Calibration of A710 Steel for Fracture*, Technical Report 135, Impact and Crashworthiness Laboratory, MIT, Cambridge, MA.

BAO, Y., WIERZBICKI, T., 2003, *Determination of Fracture Locus for the 2024T351 Aluminium*, Technical Report 81, Impact and Crashworthiness Laboratory, MIT, Cambridge, MA.

BAO, Y., WIERZBICKI, T., 2004, "On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space", *International Journal of Mechanical Sciences*, v. 46, pp. 81-98.

BARSOUM, I., FALESKOG, J., 2007, "Rupture mechanisms in combined tension and shear experiments", *International Journal of Solids and Structures*, v. 44, pp. 1768-1786.

BELYTSCHKO, T., KAM, W.L., BRIAN, M., ELKHODARY, K.I., 2000, *Nonlinear Finite Elements for Continua and Structures*, 2ed. USA, John Wiley & Sons.

BERSTAD, T., HOPPERSTAD, O.S., LADEMO, O.G., 1999, "Computational Model of Ductile Damage and Fracture in Shell Analysis", In: *Proc. of the 2nd European LS-DYNA User Conferences*, Gothenburg, Sweden.

BONORA, N., 1997, "A nonlinear CDM model for ductile failure", *Engineering Fracture Mechanics*, v. 58, pp. 11-28.

BOUCHARD, P.O., BOURGEON, L., FAYOLLE, S., MOCELLIN, K., 2011, "An enhanced Lemaitre model formulation for materials processing damage computation", *International Journal of Material Forming*, v. 4, pp. 299-315.

BRESSAN, J.D., WILLIAMS, J.A., 1983, "The use of a shear instability criterion to predict local necking in sheet metal deformation", *International Journal of Mechanical Science*, v. 25, pp. 155-188.

BRIDGMAN, P.W., 1952, *Studies in Large Plastic Flow and Fracture*. 1ed. New York, McGraw Hill.

BROEKHUIJSEN, J., 2003, *Ductile failure and energy absorption of Y-shape test section*, M.Sc. dissertation, Delft University of Technology, Netherlands.

CALLE, M.A.G., ALVES, M., 2015, "A review-analysis on material failure modeling in ship collision", *Ocean Engineering*, v. 106, pp 20-38.

CALLE, M.A.G., ALVES, M., 2013, "An inverse methodology for tuning material parameters in numerical modeling of mechanical structures", In: *Proc. of International Symposium of Solid Mechanics*, Porto Alegre, Brasil.

CARLEBUR, A.F.C., 1995, "Full-scale collision test", *Safety Science*, v.19, pp.171-178.

- CHANDRAKANTH, S., PANDEY, P.C., 1995, "An isotropic damage model for ductile material", *Engineering Fracture Mechanics*, v. 50, pp. 457-465.
- CHEN, D., 2000, *Simplified Ship Collision Model*, M. Sc. dissertation, Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg, Virginia.
- CHEN, Z., BUTCHR, C., 2013. *Micromechanics Modelling of Ductile Fracture*, 1ed, Dordrecht Heidelberg New York London, Springer.
- CHOUNG, J., 2009, "Comparative studies of fracture models for marine structural steels", *Ocean Engineering*, v. 36, pp. 1164-1174.
- CHOUNG, J., SHIM, C.S., HA-CHEOL, S., 2012, "Estimation of failure strain of EH36 high strength marine structural steel using average stress triaxiality" , *Marine Structures*, v. 29, pp. 1-21.
- COCKCROFT, M. G., LATHAM, D. J., 1968, "Ductility and the workability of metals", *Journal of the Institute of Metals*, v. 96, pp. 33-39.
- DIETER, G. E., 1986, *Mechanical Metallurgy*. 3ed. New York, McGraw-Hill.
- DUNAND, M. e MOHR, D., 2009, *Optimized Specimen for Fracture Testing*, Technical Report n° 199, Impact and Crashworthiness Laboratory, MIT, Cambridge, MA.
- EHLERS, S., 2010, "A procedure to optimize ship side structures for crashworthiness", *Journal of Engineering for Maritime Environment*, v. 224, pp. 1-11.
- EHLERS, S., BROEKHUIJSEN, J., ALSOS, H., BIEL, F., TABRI, K., 2008, "Simulating collision response of ship side structures: A failure criteria benchmark study", *International Shipbuilding Progress*, v.55, pp. 127-144.
- EHLERS, S., TABRI, K., 2012, "A combined numerical and semi-analytical collision damage assessment procedure", *Marine Structure*, v. 28, pp.101-119.
- EHLERS, S., TABRI, K., ROMANOFF, J., VARSTA, P., 2010, "Numerical and experimental investigation on the collision resistance of the X-core structure", In: *Proc. of the 5th International Conference on Collision and Grounding of Ships*, pp. 18-24, Espoo, Finland.
- EHLERS, S., VARSTA, P., 2009, "Strain and stress relation for non-linear finite element simulations", *Thin-Walled Structures*, v. 47, pp. 1203-1207.
- FLORENT, P., WENYI, Y., CUI, W., 2007, "Crushing modes of aluminium tubes under axial compression", In: *Proc. of the 5th Australasian Congress on Applied Mechanics*, ACAM2007, Brisbane, Australia.

GAO, Z., HU, Z., WANG, G.E., ZHE, J., 2015, “An analytical method of predicting the response of FPSO side structure to head-on collision”, *Ocean Engineering*, v. 87, pp. 121-135.

GAO, X., KIM, J., 2006, “Modeling of ductile fracture: significance of void coalescence”, *International Journal of Solids and Structures*, v. 43, pp. 6277-6293,

GAO, X., WANG, T., KIM, J., 2005, “On ductile fracture initiation toughness: effects of void volume fraction, void shape and void distribution”, *International Journal of Solids and Structures*, v. 42, pp. 5097-117.

GIOUX, G., MCCORMACK, T. M., GIBSON, L. J., “Failure of aluminum foams under multiaxial loads”, *International Journal of Mechanical Sciences*, v. 42, pp. 1097-1117.

GU, I., 2000, “Finite element analyses of deformation around holes near a crack tip and their implications to the J-resistance curve”, *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, v. 23(11), pp. 943-952.

GURSON, A.L., 1977, “Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth: Part I – yield criteria and flow rules for porous ductile media”, *Journal of Engineering Materials and Technology*, v. 99, pp. 2-15.

HAGBART, S.A., ODD, S.H., RIKARD, T., AMDAHL, J., 2008, “Analytical and numerical analysis of sheet metal instability using a stress based criterion”, *International Journal of Solids and Structures*, v. 45, pp. 2042-2055.

HAGIWARA, K., TAKANAKE, H., KAWANO, H., 1983, “A proposed method of predicting ship collision damage”, *International J. of Impact Engineering*, v. 1, pp. 257-279.

HANCOCK, J.W., MACKENZIE, A.C., 1976, “On the mechanism of ductile failure in high-strength steels subjected to multi-axial stresses”, *J. Mech. Phys. Solids*, v. 24, pp. 147-169.

HILL, R., 1952, “On discontinuous plastic states with special reference to localized necking in thin sheets”, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, v. 1, pp. 19-30.

HOGSTROM, P., 2012, *Ro-Pax ship collision – a methodology for survivability analysis*, Ph.D. Thesis, Chalmers University of Technology, Department of Shipping and Marine Technology.

HOGSTROM, P., RINGSBERG, J.W., JOHNSON, E., 2009, “An experimental and numerical study of the effects of length scale and strain state on the necking and fracture behaviours in sheet metals”, *International Journal of Impact Engineering*, v. 36, pp. 1194-1203.

HOPPERSTAD, O.S., LANGSETH, M., TRYLAND, T., 1999, "Ultimate strength of aluminium alloy outstands in compression:experiments and simplified analysis", *Thin-Walled Structures*, v. 34, pp. 279-294.

HUH, Y. L. H., LIM, S., PACK, K., 2012, "New ductile fracture criterion for prediction of fracture forming limit diagrams of sheet metals", *International journal of Solids and Structures*,v. 49, pp. 3605-3615.

JOHNSON, G.R., COOK, W. H., 1985, "Fracture characteristics of three metals subjected to various strain, strain rates temperatures and pressures", *Engineering Fracture Mechanics*, v. 21, pp. 31-48.

JONES, N., 1989, *On the dynamic inelastic failure of beams structural failure*, Ed. Wiley, New York, USA, pp. 133-159.

KACHANOV, L.M., 1958, "On the creep rupture time" (em Russo), *Izv. NA SSSR, Otd. Tehn. Nouk*, v. 8, pp. 26-31.

KIERKEGAARD, H., 1993, *Ship Collisions with Icebergs* , Ph. D. Thesis , Technical University of Denmark, Lyngby.

KIM, J., GAO, X., SRIVATSAN, T.S., 2003, "Modeling of crack growth in ductile solids: a three-dimensional analysis", *International Journal of Solids and Structures*, v. 40, pp. 7357-74.

KIM, J., GAO, X., SRIVATSAN, T.S., 2004, "Modeling of void growth in ductile solids:effects of stress triaxiality and initial porosity", *Engineering Fracture Mechanics*, v. 71, pp. 379-400.

KITAMURA, O., 2002, "FEM approach to the simulation of collision and grounding damage", *Marine Structures*, v.15(4-5), pp.403 – 428.

KORGESAAR, M., ROMANOFF, J., 2014, "Influence of softening on fracture propagation in large-scale shell structures", *International Journal of Solids and Structures*, v. 50, pp. 3911–3921.

KUMAR, M., DIXIT, P.M., 2014, "Effect of Crack Closure Parameter and Negative Triaxiality on Damage Growth in Upsetting Problem",*Applied Mechanics and Materials*, v. 784, pp. 369-376.

LEE, Y.W., 2005,*Fracture Prediction in Metal Sheets*, Ph. D. thesis, Department of Ocean Engineering, Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, MA.

LEE, W.T., XUE, 2005,*On the effect of the third invariant of the stress deviator on ductile fracture*, Technical Report, Impact and Crashworthiness Laboratory, Massachusetts Institute of Technology,Cambridge, MA.

LEHMANN, E., PESCHMANN, J., 2002, “Energy absorption by the steel structure of ships in the event of collision”, *Marine Structures*, v. 15, pp. 429-441.

LEHMANN, E., YU, X., 1998, “On ductile rupture criteria for structural tear in the case of ship collision and grounding”, In: *Practical Design of Ship and Mobile Units*, Elsevier Science.

LEMAITRE, J., 1985, “A continuous damage mechanics model for ductile fracture”, *Journal of Engineering Materials and Technology*, v. 107, pp. 83-89.

LEMAITRE, J., 1996, *A Course on Damage Mechanics*, 2nd ed. Berlin, Springer-Verlag.

LEMAITRE, J., CHABOCHE, J.L., 1990, *Mechanics of Solid Materials*, 1st ed. Cambridge, Univ Press.

LEMAITRE, J., DESMORAT, R., 2005, *Engineering Damage Mechanics Ductile Creep Fatigue and Brittle Failures*. 1st ed. Berlin, Springer-Verlag.

LIAN, J., FENG Y., MUNSTERMANN, S., 2014, “A modified Lemaitre damage model phenomenologically accounting for the Lode angle effect on ductile fracture”, *Procedia Material Science*, v. 3, pp. 1841-1847.

LIU, B., VILLAVICENCIO, R., GUEDES SOARES, C., 2015, “Simplified analytical method to evaluate tanker side panels during minor collision incidents”, *Int J. Impact Eng*, v.78, pp. 20–33.

LIU, K., WANG, Z., TANG, W., ZHANG, Y., WANG, G., 2015, “Experimental and numerical analysis of laterally impacted stiffened plates considering the effect of strain rate”, *Ocean Engineering*, v. 99, pp.44-54.

LIU, K., WANG, Z., ZHANG, Y., 2013, “Study on influence of striking bow strength to the side structure during ship collision”, In: *Collision and Grounding of Ships and Offshore Structures*, Chapter 40, Taylor & Francis Group, London.

LODE, W., 1925, “The influence of the intermediate principal stress on yielding and failure of iron, copper and nickel”, *Eng. Math. Mech.*, v. 5, pp. 142-149.

LS-DYNA, 2007, *LS-DYNA Keyword user's manual: volume I*, Version 971. Livermore Software Technology Corporation (LSTC).

LS-OPT, 2004, *User's Manual A design optimization and probabilistic analysis tool for the engineering analyst*.

MACLEAN, C., 2012, *Fracture and Plasticity Characterization of DH-36 Navy Steel*, Ph. D. Thesis, Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, MA.

- MALCHER, L., 2011, *Da mecânica do dano contínuo: uma evolução do modelo de Lemaitre para redução da dependência do ponto de calibração*, Tese de D.Sc., Universidade de Brasília, Brasília, Brasil.
- MALCHER, L., MAMIYA, E.N., 2014, “An improved damage evolution law based on continuum damage mechanics and its dependence on both stress triaxiality and the third invariant”, *International Journal of Plasticity*, v. 56, pp. 232-261.
- MARINATOS J.N., SAMUELIDES M.S., 2013, “Material characterization and implementation of the RTCL, BWH and SHEAR failure criteria to finite element codes for the simulation of impacts on ship structures”, In: *Collision and Grounding of Ships and Offshore Structures*, Taylor & Francis Group, London.
- MCCLINTOCK, F.A., 1968, “A criterion for ductile fracture by growth of holes”, *J. Appl. Mech.*, v. 35, pp. 363-371.
- MINORSKY, V.U., 1959, “An analysis of ship collision with reference to protection of nuclear”, *Journal of Ship Research*, v.3, pp. 1-4.
- MOHR, D., MATTHIEU, D., 2009, *Optimized specimen for the fracture testing of advanced high strength steels under combined normal and shear loading*, Technical Report 199, Impact and Crashworthiness Laboratory, MIT, Cambridge, MA.
- NEEDLEMAN, A., TVEGAARD, V., 1984, “Analysis of the cup-cone fracture in a round tensile bar”, *Acta Metallurgica*, v. 32, pp. 157-169.
- NEMAT-NASSER, S., GUO, W., 2003, “Thermomechanical response of DH-36 structural steel over a wide range of strain rates and temperatures”, *Mechanics of Materials*, v. 35, pp. 1023-1047.
- NOTARO, G., BRINCHMANN, K., STEEN, E., 2013, “Evaluation of the fendering capabilities of the SPS”, In: *Collision and Grounding of Ships and Offshore Structures*, pp. 85-92.
- OZGUC, O., DAS, P.K., BARLTROP, N., 2005, “Comparative Study on the structural integrity of single and double side bulk carriers under collision damage”. *Marine Structures*, v. 18(7-8), pp. 511-547.
- OYANE, M., SATO, T., OKIMOTO, K., SHIMA, S., 1980, “Criteria for ductile fracture and their applications”, *Journal of Mechanical Working Technology*, v. 4, pp. 65-81.
- PAIK, J.K., 2007a, “Practical techniques for finite element modelling to simulate structural crashworthiness in ship collisions and grounding (Part I: Theory)”, *Ships and Offshore Structures*, v. 2 (1), pp. 69-80.

PAIK, J.K., 2007b, “Practical techniques for finite element modelling to simulate structural crashworthiness in ship collisions and grounding (Part II: Verification)”, *Ships and Offshore Structures*, v. 2 (1), pp. 81-85.

PAIK, J.K., CHUNG, J.Y., CHOE, I.H., THAYAMBALLI, A.K, PEDERSEN, P.T., WANG, G., 1999, “On rational design of double hull tanker structures against collision” , *The Society of Naval Architects and Marine Engineers*, Annual meeting, n. 14.

PAIK, J.K., SEO, J.K., 2007, “A method for progressive structural crashworthiness analysis under collision and grounding”, *Thin-Walled Structures*, v. 45, pp. 15-23.

PEDERSEN, P., ZHANG, S., 2000, “Absorbed Energy in Ship Collisions and Grounding”, *Journal of Ship Research*, v. 44, pp. 140-154.

PEDERSEN, P., ZHANG, S., 1998, “On impact mechanics in ship collisions” , *Marine Structures*, v. 1, pp. 429-449.

PEDERSEN, P.T., YAMADA, Y., 2007, “Simplified Analysis Tool for Ship-Ship Collision”, *Proceedings of the Seventeenth International Offshore and Polar Engineering Conference*, Lisboa, Portugal, July.

PESHMAN, J., 2001, *Energy absorption computations of ship steel structures under collision and grounding*, Ph. D. Thesis, Technical University of Hamburg, Germany.

PESHMAN, J., LEHMANN, E., 2002, “Energy absorption by the steel structure of ships in the event of collisions”, *Marine Structure*, v. 15, pp. 429-441.

PETERSEN, M.J., 1982, “Dynamics of Ship Collisions”, *Ocean Engineering*, v.9, pp. 295-329.

PILL, I., TABRI, K., 2009, “Finite element simulations of ship collisions: A coupled approach to external dynamics and inner mechanics”, *Ships and Offshore Structures*, v.6, pp.59-66.

RICE, J. R., TRACEY, 1969, “On the ductile enlargement of voids in triaxial Stress”, *J. Mech. Phys. Solids*, v. 17, pp. 201-217.

SCHARRER, M., ZHANG, L., 2002, *Collision calculations in naval design systems*, Report. Final report MTK0614 Nr. ESS2002.183, Germanischer Lloyd, Hamburg, Germany.

SAFETY AND SHIPPING REVIEW, 2015, An annual review of trends and developments in shipping losses and safety, Disponivel em: https://www.allianz.com/v_1427190309000/media/press/document/other/Shipping-Review-2015.pdf, (acessado 27.10.2016).

SAFETY AND SHIPPING REVIEW,2016. An annual review of trends and developments in shipping losses and safety, Disponível em: http://www.agcs.allianz.com/assets/PDFs/Reports/AGCS_Safety_Shipping_Review_2016.pdf/ (acessado 27.10.2016).

SERVIS D.P., SAMUELIDES, M., 2006, “Implementation of the T-failure criterion in finite element methodologies”, *Computer and Structures*, v. 84, pp. 196-214.

SERVIS D.P., SAMUELIDES, M., 1999, *Ship collision analysis using finite elements*, National Technical University of Athens, Internal Report.

SILVA, G.G., 2001, *Resistência Residual Pós-Colisão de Painéis Enrijecidos em FPSO*, Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

SIMONSEN, B.C., 1997, *Mechanics of Ship Grounding*, Ph. D. Thesis, Technical University of Denmark.

SOUZA, N., PERIĆ, D., OWEN, D.R.J., 2008, *Computational methods for plasticity: theory and applications*, 1 ed. United Kingdom, John Wiley & Sons.

SOYARSLAN, C., 2008, *Modeling Damage for Elastoplasticity*, Ph. D. Thesis, Middle East Technical University, Ankara, Turkey.

STERNDORFF, M.J., PEDERSEN, P.T., 1996, “Ground experiments on soft bottoms”, *J. Mar. Sci. Technol*, v. 1, pp. 174-181.

STORHEIM, M., ALSOS, H.S., HOPPERSTAD, O.S., AMDAHL, J., 2015, “A damage-based failure model for coarsely meshed shell structures”, *International Journal of Impact Engineering*, v.83, pp. 59-75.

TAUTZ, I., SCHOTTELNDREYER, M., LEHMANN, E., FRICKE, W., 2013, “Collision tests with rigid and deformable bulbous bows driven against double hull side structures”, In: *Proc. 6th International conference on collision and grounding of ships and offshore structures*, pp. 93-100, Trondheim, Norway.

THAKKAR, B.K., PANDEY, P.C., 2007, “A high-order isotropic continuum damage mechanics”, *Int. J. Damaged Mech.*, v. 16 (4), pp. 403-426.

TORNQVIST, R., 2003, *Design of Crashworthy ship structures*, Ph. D. Thesis, Technical University of Denmark, Lyngby, Denmark.

TVERGAARD, V., 1981, “Influence of voids on shear band instabilities under plane strain conditions”, *International Journal of Fracture*, v. 17, pp. 389-407.

TVERGAARD, V., HUTCHINSON, J.W., 2002, “Two mechanisms of ductile fracture: void by void growth versus multiple void interaction”, *International Journal of Solids and Structures*, v. 39, pp.3581-97.

TVERGAARD, V., NEEDLEMAN, A., 1984, "Analysis of the cup-cone fracture in a round tensile bar", *Acta Metallurgica*, v. 32, pp. 157-169.

URBAN, J., 2003, *Crushing and Fracture of Lightweight Structures*, Ph. D. Thesis, Technical University of Denmark, Lyngby, Denmark.

VILLAVICENCIO, R., LIU, B., GUEDES SOARES, C., 2014, "Experimental and numerical analysis of a tanker side panel laterally punched by a knife edge", *Marine Structure*, v. 37, pp.173-202.

VREDEVELDT, A., FEENSTRA, E., 2001, *Crashworthy side structures for improved collision damage survivability of coasters and medium sized Ro-Ro cargo ship*, Report GRD1-1999-10566, TNO/UNI, Netherlands.

WANG, G., ARITA, K., LIU, D., 2000, "Behavior of a double hull in a variety of stranding or collision scenarios", *Marine Structure*, v. 13, pp. 147-187.

WEVERS, L.J., VREDEVELDT, A.W., 1999, *Full scale ship collision experiments*, TNO-Report 98-CMC-R1725, Holanda.

WIERZBICKI, T., BAO, Y., LEE, Y.W., BAI, Y., 2005, "Calibration and evaluation of seven fracture models", *International Journal of Mechanical Sciences*, v. 47, pp. 719-743.

WIERZBICKI, T., XUE, L., 2005, *On the effect of the third invariant of the stress deviator on ductile fracture*, Technical Report 136, Impact and Crashworthiness Laboratory, MIT, Cambridge, MA.

WOISIN, G., 1979, "Design against Collision", *Schiff & Hafen*, v. 31 pp. 1059-1069.

WU, F., SPONG, R., WANG, G., 2004, "Using numerical simulation to analyze ship collision", In: *Proc. 3rd International Conference on Collision and groundind of ships*, Izu, Japan, pp. 27-33.

XUE, L., 2007, *Ductile Fracture Modeling-Theory, Experimental Investigation and Numerical Verification*, Ph. D. Thesis, Massachusetts Institute of Technology, Dept. of Mechanical Engineering, Cambridge, MA.

YAMADA, Y., 2006, *Bulbous buffer bows: a measure to reduce oil spill in tanker collisions*, Ph. D. Thesis, Technical University of Denmark, Department of Mechanical Engineering, Lyngby, Denmark.

YAMADA, Y., ENDO, H, PEDERSEN, P.T., 2005, "Numerical study on the effect on buffer bow structure in ship-ship collision", In: *Proc. 15th International Offshore and Polar Engineering Conference*, Seoul, Korea, pp. 604-611.

YOUNG-WOONG, L., 2005, *Fracture Prediction in Metal Sheets* , Ph. D. Thesis, Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, MA.

ZHANG, K.S., 1999, *The Mechanics of Ship Collisions*, Ph. D Thesis, Department of Naval Architecture and Offshore Engineering, Technical University of Denmark, Lyngby.

ZHANG, K.S., BAI, J.B., FRANÇOIS, D., 2001, “Numerical analysis of the influence of the Lode parameter on void growth”, *International Journal of Solids and Structures*, v. 38, pp. 5847-56.

ZHANG, L., EGGE, E.D., BRUHMS, H., 2004, “Approval Procedure Concept for Alternative Arrangements”, *In:Proceedings of the Third International conference on Collision and grounding of Ship*, Tokyo,Japan, pp. 87-96.

ANEXO A

Ângulo de Lode e relação entre parâmetro de Lode e triaxialidade de tensão.

Para entender melhor a definição do ângulo de Lode, vamos considerar um volume elementar submetido a um estado de tensões, cuja representação do tensor de tensão \overline{OP} no espaço das tensões principais é mostrada na *Figura A.1* (a). O eixo que passa pela origem com ângulos iguais com estes três eixos é chamado de eixo hidrostático e cada ponto dele representa um estado hidrostático. $\overline{OO'}$ é a componente de \overline{OP} sobre o eixo hidrostático e está relacionada à tensão hidrostática (p), e tem norma $\sqrt{3}p$. O plano que passa pela origem e perpendicular ao eixo hidrostático é o chamado plano desviador ou plano π . A componente $\overline{OP'}$ de \overline{OP} sobre este plano está relacionada à tensão desviadora e têm norma $\sqrt{2/3}q$, sendo q a tensão equivalente.

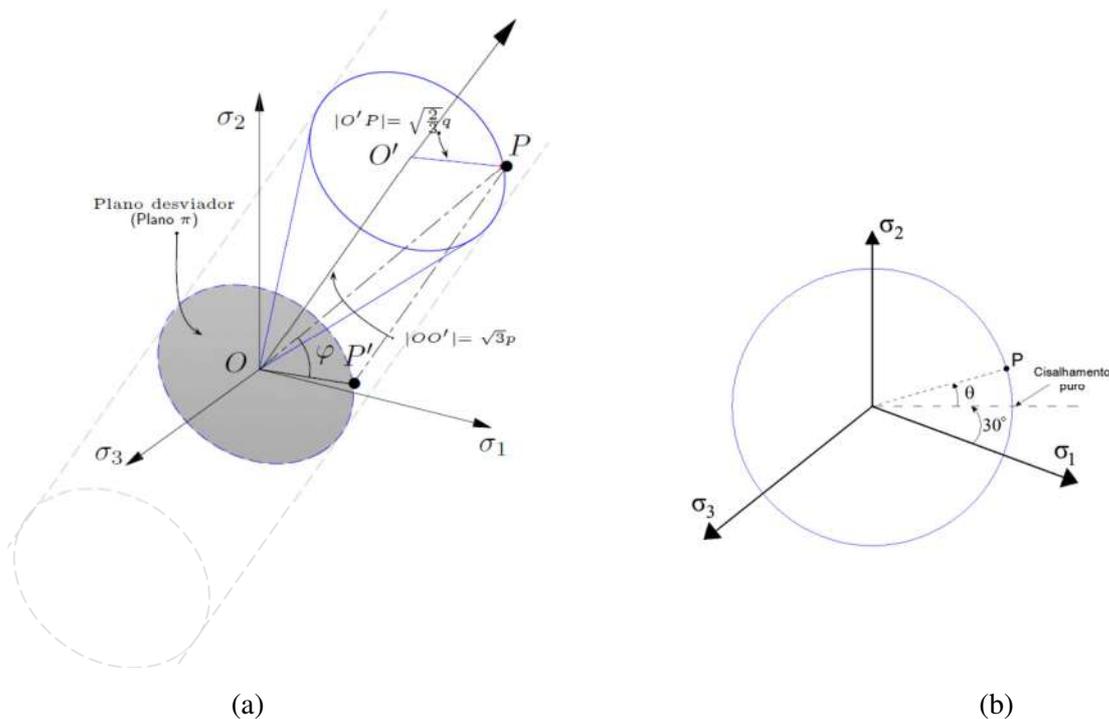


Figura A.1: (a) Representação do tensor de tensões \overline{OP} no espaço de tensões principais; (b) Vista das projeções sobre o plano desviador e indicação do ângulo de Lode.

A cotangente do ângulo φ (veja *Figura A.1* (a)) é proporcional ao fator de triaxialidade de tensão ($\eta = p/q$), logo se pode demonstrar que para qualquer valor da triaxialidade de tensão existem infinitos estados de tensão que estão representados sobre

a superfície do cone. Assim, a definição de um estado de tensões, geometricamente, está relacionada à determinação da posição do ponto P sobre a circunferência na superfície do cone, como mostra a *Figura A.1* (a). No plano π o ângulo de Lode é definido como o menor ângulo entre a linha de cisalhamento puro e a projeção do tensor de tensões sobre este plano, veja *Figura A.1* (b).

No plano desviador ou plano π , o ângulo entre os eixos das tensões principais é de 120° , logo:

$$\tan\theta = \frac{\sigma_2 - \sigma_1 \sin 30^\circ - \sigma_3 \sin 30^\circ}{\sigma_1 \cos 30^\circ - \sigma_3 \cos 30^\circ} \quad (\text{A.1})$$

Fazendo manipulações matemáticas obtém-se o ângulo de Lode θ :

$$\theta = \arctan\left(\frac{1}{\sqrt{3}} \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3}\right) \quad (\text{A.2})$$

tal que, $-30^\circ \leq \theta \leq 30^\circ$.

O ângulo de Lode está relacionado ao terceiro invariante do tensor desviador (J_3) por meio do parâmetro elasto-plástico (r). A forma normalizada do terceiro invariante do tensor desviador, chamado parâmetro de Lode ξ pode ser escrito como:

$$\xi = \left(\frac{r}{q}\right)^3 = \frac{27 \det \mathbf{S}}{q^3} = \cos(3\theta) \quad (\text{A.3})$$

de forma que $-1 \leq \xi \leq 1$,

Invertendo (A.1), obtém-se:

$$\theta = \frac{1}{3} \arccos \xi \quad (\text{A.4})$$

O ângulo de Lode também pode ser medido a partir do eixo (σ_1) no sentido anti-horário, neste caso, $0 \leq \theta \leq \pi/3$, e também se utiliza a normalização (BAI e WIERZBICKI, 2008), ou seja:

$$\bar{\theta} = 1 - \frac{6\theta}{\pi} = 1 - \frac{2}{\pi} \arccos \xi \quad (\text{A.5})$$

sendo $\bar{\theta}$ chamado de parâmetro ângulo de Lode, e sua faixa de variação é $-1 \leq \bar{\theta} \leq 1$.

Podemos também escrever que:

$$\xi = \cos \left[\frac{\pi}{2} (1 - \bar{\theta}) \right] \quad (\text{A.6})$$

Para mostrar a relação entre o parâmetro de Lode e a triaxialidade de tensão para o estado plano de tensão, isto é quando $\sigma_3 = 0$, considere o parâmetro elasto-plástico r

$$r = \left[\frac{27}{2} (\sigma_1 - p)(\sigma_2 - p)(-p) \right]^{1/3} \quad (\text{A.7})$$

ou

$$r = \left[\frac{27}{2} (\sigma_1 - \eta q)(\sigma_2 - \eta q)(-\eta q) \right]^{1/3} \quad (\text{A.8})$$

Neste caso terceiro invariante do tensor tensão desviador normalizado é dado por:

$$\xi = \left(\frac{r}{q} \right)^3 = \frac{\left[\frac{27}{2} (\sigma_1 - \eta q)(\sigma_2 - \eta q)(-\eta q) \right]}{q^3} \quad (\text{A.9})$$

Realizado as operações e considerando $q^2 = \sigma_1^2 + \sigma_2^2 - \sigma_1\sigma_2$, finalmente obtém-se:

$$\xi = -\frac{27}{2} \eta \left[\frac{-q^2/3}{q^2} + \eta^2 \right] = -\frac{27}{2} \eta \left[\eta^2 - \frac{1}{3} \right] \quad (\text{A.10})$$

Na *Figura A.2* é traçada a curva correspondente a esta equação, na qual a função (ξ) têm 3 raízes, uma corresponde ao cisalhamento puro e torção ($\eta = 0, \xi = 0$) e deformação plana ($\eta = \pm \frac{1}{\sqrt{3}}, \xi = 0$)

Como mencionado antes, qualquer estado de tensões poderá ser definido pelos parâmetros (η, ξ). Como mostra (BAI e WIERZBICKI, 2008), para carregamento com predominância de compressão a triaxialidade de tensão está na faixa negativa, $-1/3 \leq \eta < 0$, quando o carregamento predominante é o cisalhamento a triaxialidade é baixa, $0 \leq \eta < 1/3$ e para carregamento de tração a região é de alta triaxialidade, $\eta \geq 1/3$. Com relação ao parâmetro de Lode, quando $\xi = -1$, o carregamento corresponde a compressão ou estado de tração equi-biaxial, se a predominância do carregamento é o cisalhamento, então, $\xi = 0$, quando o carregamento predominante é a tração $\xi = 1$.

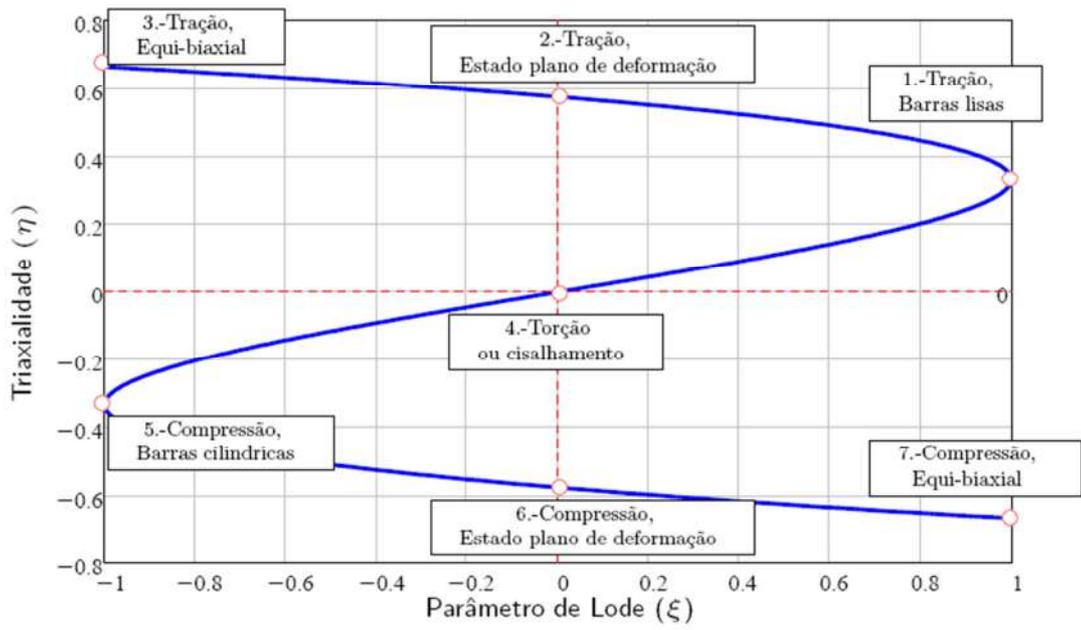


Figura A.2: Representação do estado de tensão em função da triaxialidade de tensão (η) e do parâmetro de Lode (ξ), adaptado de BAI e WIERZBICKI (2008).

ANEXO B

Resumo da implementação do MFDD

- 1) Relação da Tensão-deformação linear elástica:

Dado o incremento $\Delta\varepsilon_{ij}$ no pseudo tempo t_n

$$\text{teste}_{ela}\varepsilon_{ij}^{n+1} = \text{teste}_{ela}\varepsilon_{ij}^n + \Delta\varepsilon_{ij} ; \text{teste}R^{n+1} = R^n ; \text{teste}D^{n+1} = D^n ;$$

$$\text{teste}\omega^{n+1} = 1 - \text{teste}D^{n+1} ;$$

$$\text{teste}\sigma_{ij}^{n+1} = \text{teste}\sigma_{ij}^n + \lambda\delta_{ij}\Delta\varepsilon_{kk}(1 - D^n) + 2G\Delta\varepsilon_{ij}(1 - D^n)$$

$$\text{onde: } \text{teste}S_{ij}^{n+1} = \text{teste}S_{ij}^n + 2G\Delta\varepsilon_{ij}(1 - D^n) ;$$

$$\text{teste}p_{ij}^{n+1} = \text{teste}p_{ij}^n + \lambda\delta_{ij}\Delta\varepsilon_{kk}(1 - D^n);$$

$$\bar{S}_{ij}^{n+1} = \frac{\text{teste}S_{ij}^{n+1}}{(1 - D^n)} ; \bar{p}^{n+1} = \frac{\text{teste}p_{ij}^{n+1}}{(1 - D^n)}$$

$$\text{teste}q^{n+1} = \frac{\sqrt{\frac{3}{2}S_{ij}^{n+1}:S_{ij}^{n+1}}}}{(1 - D^n)}$$

- 2) Verificação da admissibilidade plástica:

Função de escoamento (f):

$$f = \text{teste}q^{n+1} - \sigma_y^n(R^n)$$

Se $f < 0$ a solução é elástica e vá para (6)

Se $f \geq 0$ a solução é plástica e vá para (3)

- 3) Restrição da triaxialidade:

Se $\eta \geq -1/3$ vá para (4)

Se $\eta < -1/3$ vá para (6)

- 4) Algoritmo de retorno (passo plástico): A equação não linear $F(\Delta\gamma)$, que é esta em função do multiplicador plástico ($\Delta\gamma$) é resolvido usando o método Newton Raphsom.

$$F(\Delta\gamma) = \omega^{n+1}(\Delta\gamma) - \omega^n + \frac{\Delta\gamma}{\omega^{n+1}(\Delta\gamma)} \left(\frac{-Y(\Delta\gamma)}{\hat{S}} \right)$$

Onde:

$$\omega^{n+1}(\Delta\gamma) = \frac{3G\Delta\gamma}{\text{teste}\bar{q} - \sigma_y(R^n + \Delta\gamma)}$$

*Efeito da trinca fechada (h)

- Se $\eta \geq 0$

$$Y = Y^+$$

$$Y(\Delta\gamma) = - \left(\frac{\sigma_y(R^n + \Delta\gamma)}{6G} + \frac{(\bar{p}^{n+1})^2}{2K} \right)$$

- Se $\eta < 0$

$$Y = Y^-$$

$$Y(\Delta\gamma) = - \left(\frac{\sigma_y(R^n + \Delta\gamma)(1 - D^n)^2 h}{6G(1 - hD^n)^2} + \frac{(\bar{p}^{n+1})^2 (1 - D^n)^2}{2K(1 - hD^n)^2} \right)$$

* Restrição da triaxialidade

- Se $\eta \leq \eta_0$ ($\eta_0 = -1/3$)

$$D \dot{=} 0$$

* Se elemento é tipo casca, o denominador de dano é:

$$\hat{S}(\eta) = \begin{cases} \infty & \eta \leq -1/3 \\ \frac{b}{1+3\eta} & -1/3 < \eta \leq 0 \\ 9(a-b)\eta^2 + b & 0 \leq \eta \leq 1/3 \\ \frac{a}{3\eta} & 1/3 \leq \eta \end{cases}$$

* Se elemento é tipo sólido, o denominador de dano é:

$$\hat{S}(\eta, \xi) = \begin{cases} \infty & \eta \leq -1/3 \\ \frac{1}{a(0,5 + \eta) + b(1 - \xi^2)} + c|\eta| & -\frac{1}{3} < \eta \end{cases}$$

Iteração Newton Raphson

$$\Delta\gamma^{i+1} = \Delta\gamma^i - \frac{F(\Delta\gamma^i)}{\frac{dF(\Delta\gamma^i)}{d\Delta\gamma^i}}$$

$$R^{n+1} = R^n + \Delta\gamma$$

* Se o elemento é tipo casca, se fazem uma iteração secante para atualizar a deformação através da espessura.

$$\Delta\varepsilon_{33}^{i+1} = \Delta\varepsilon_{33}^i - \frac{\Delta\varepsilon_{33}^i - \Delta\varepsilon_{33}^{i-1}}{tol + (\sigma_{33}^i - \sigma_{33}^{i-1})} \sigma_{33}^{i-1}$$

A iteração prossegue até que a tensão normal, σ_{33} é desprezível. Um critério de convergência é realizado. $cov = \frac{|{}^1\Delta\varepsilon_{33} - {}^0\Delta\varepsilon_{33}|}{{}^1\Delta\varepsilon_{33}}$, se $cov < 0,0001$ a iteração é detida e atualiza os valores.

$${}^0\Delta\varepsilon_{33} = {}^1\Delta\varepsilon_{33}$$

$${}^1\Delta\varepsilon_{33} = {}^2\Delta\varepsilon_{33}$$

$${}^0\sigma_{33} = {}^1\sigma_{33}$$

$${}^1\sigma_{33} = {}^2\sigma_{33}$$

5) Atualiza as outras variáveis de estado

$$p^{n+1} = \omega(\Delta\gamma)\bar{p}^{n+1} \quad ; \quad R^{n+1} = R^n + \Delta\gamma$$

$$S^{n+1} = \frac{q^{n+1}}{\text{teste}_{\bar{q}^{n+1}}} \bar{S}^{n+1} \quad ; \quad \sigma_{ij}^{n+1} = S_{ij}^{n+1} + p^{n+1}\delta_{ij}I$$

$$q^{n+1} = \omega(\Delta\gamma)\sigma_y(R^{n+1})$$

6) Fim

ANEXO C

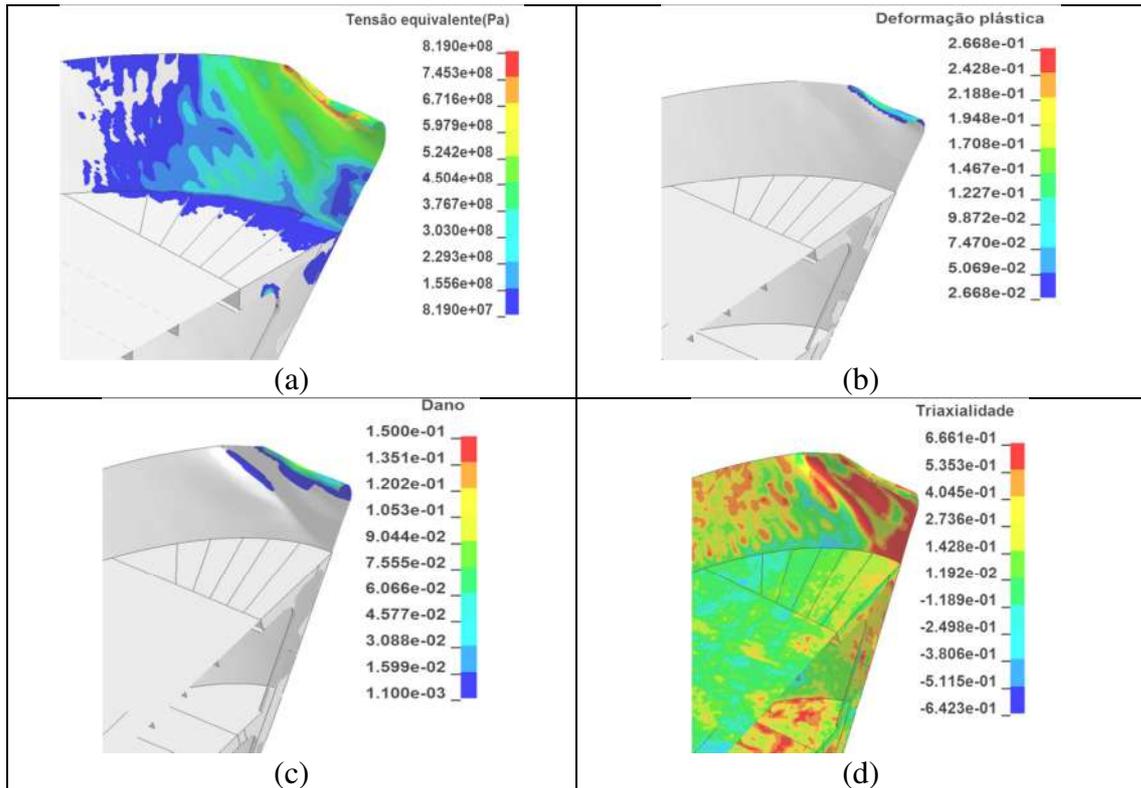


Figura C.1: Instante no ponto A do navio de apoio (modelo MFDD)

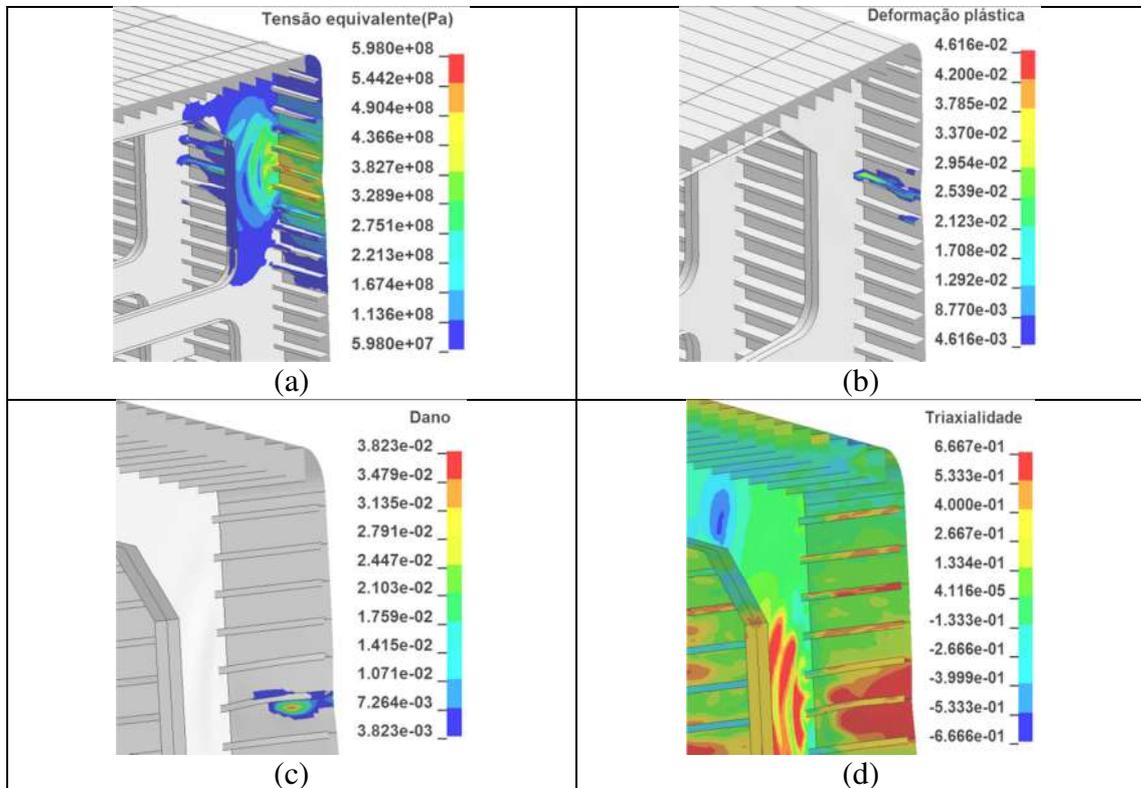


Figura C.2: Instante no ponto A do navio FPSO (modelo MFDD)

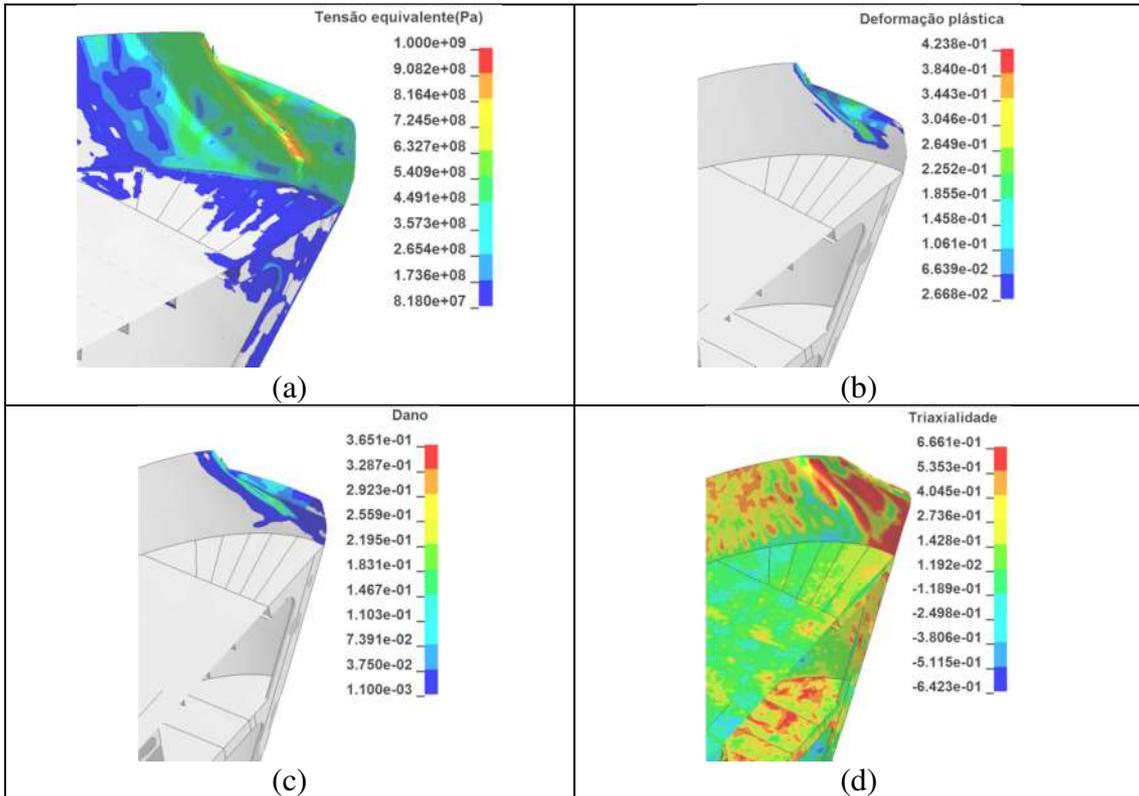


Figura C.3: Instante no ponto B do navio de apoio (modelo MFDD)

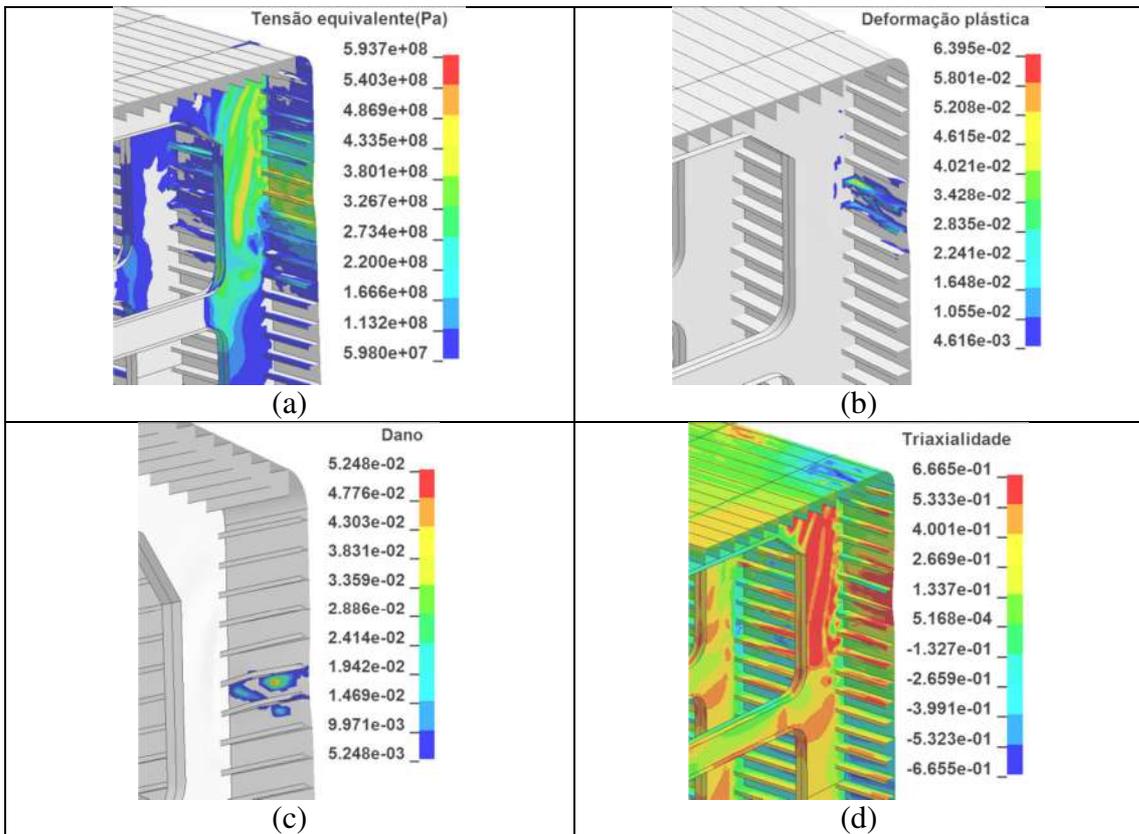


Figura C.4: Instante no ponto B do navio de FPSO (modelo MFDD)

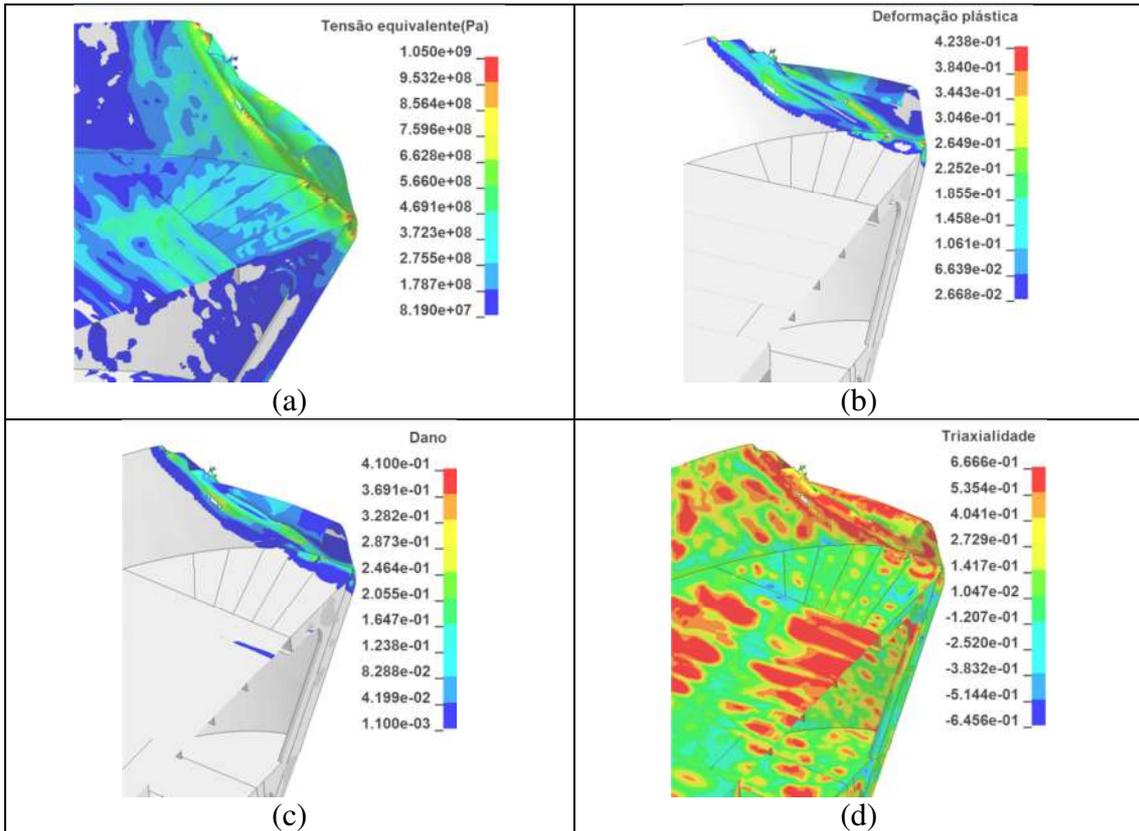


Figura C.5: Instante no ponto C do navio de apoio (modelo MFDD)

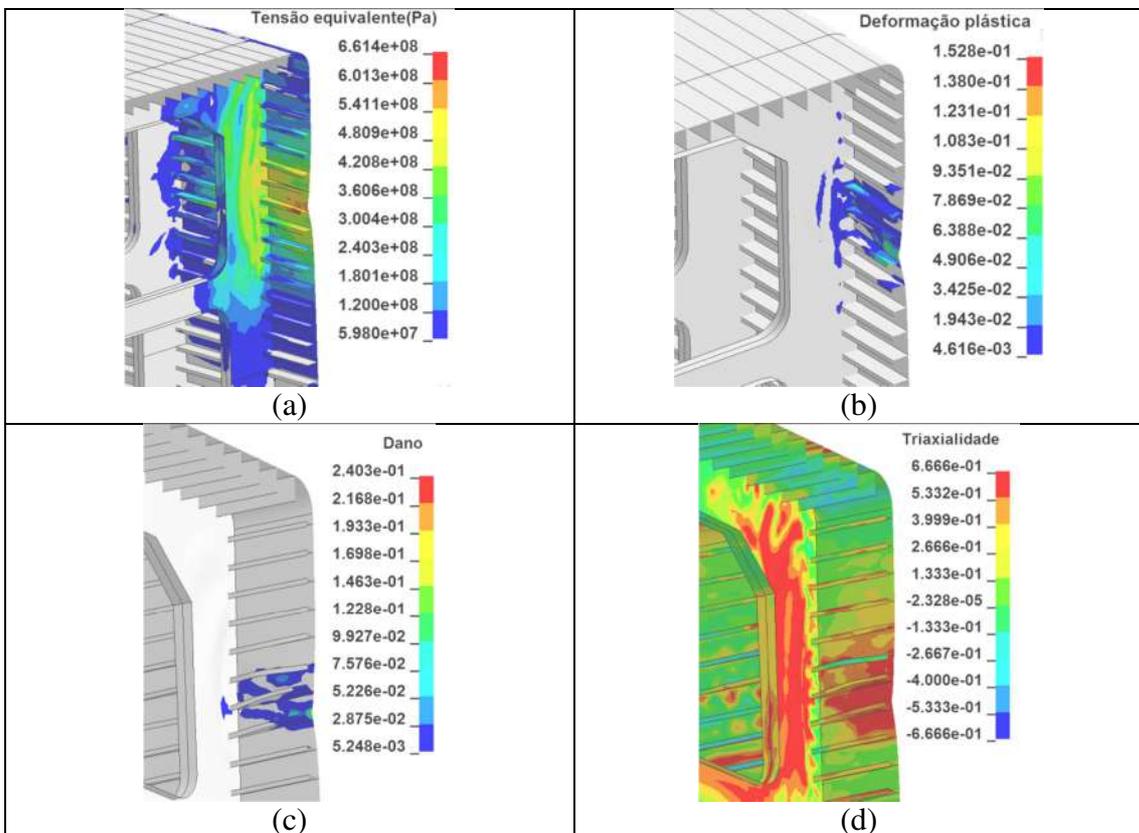


Figura C.6: Instante no ponto C do navio de FPSO (modelo MFDD)

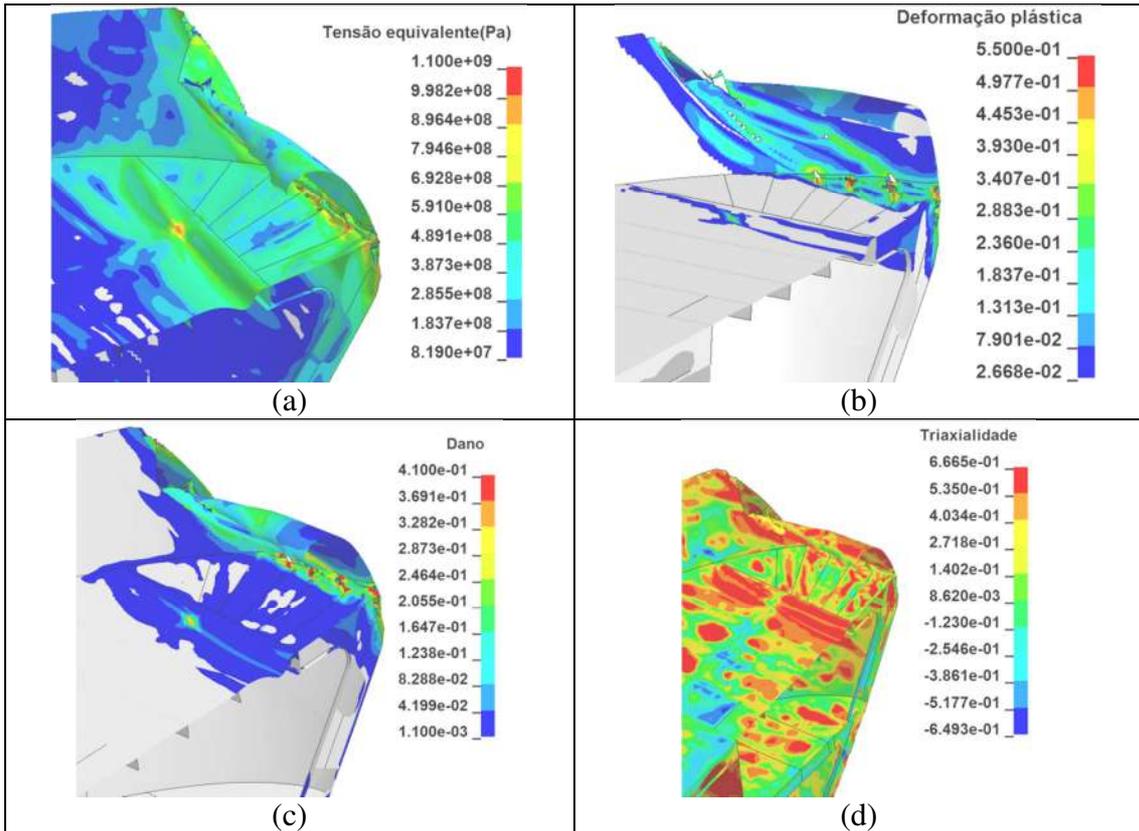


Figura C.7: Instante no ponto D do navio de apoio (modelo MFDD)

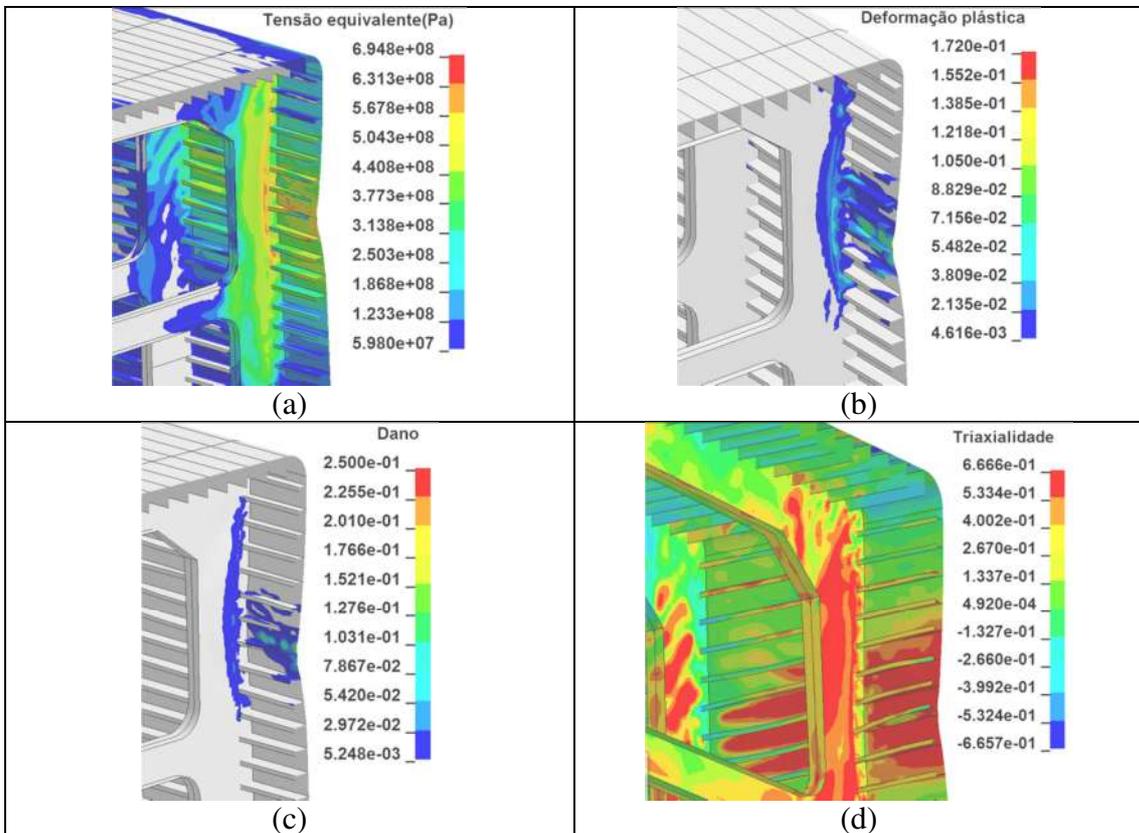


Figura C.8: Instante no ponto D do navio de FPSO (modelo MFDD)

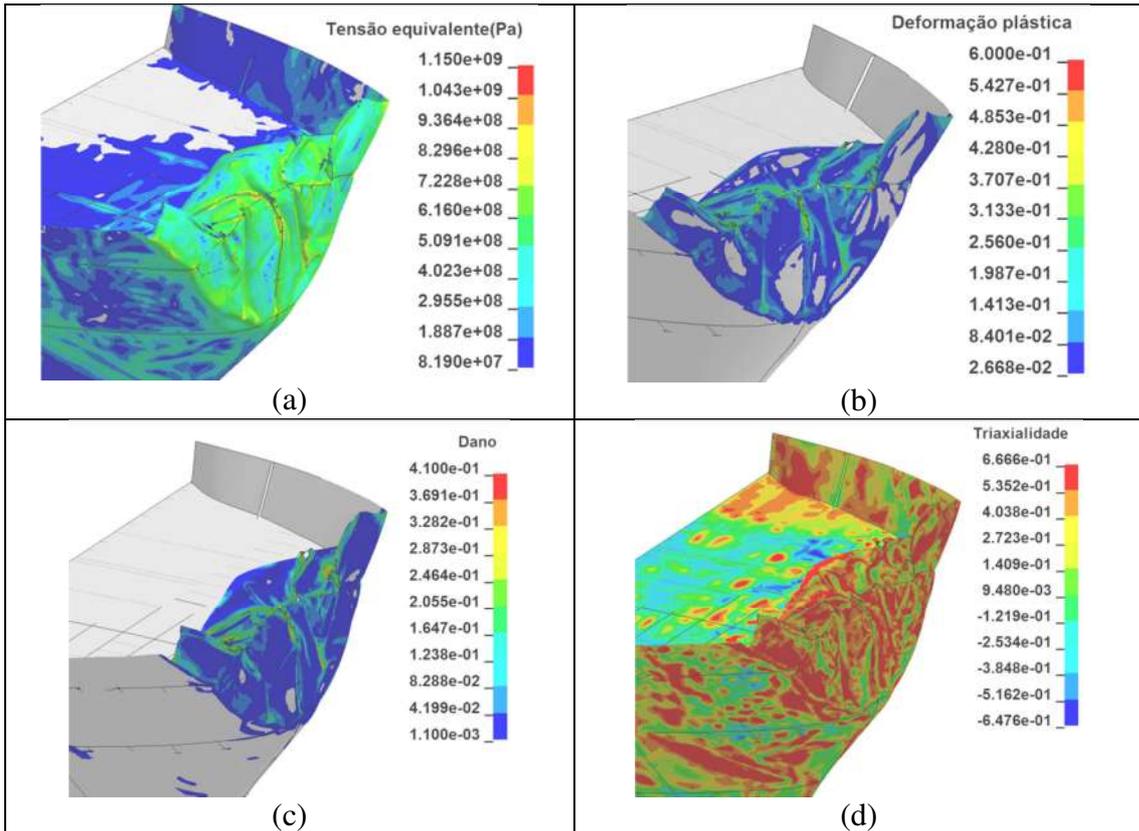


Figura C.9 Instante no ponto E do navio de apoio (modelo MFDD)

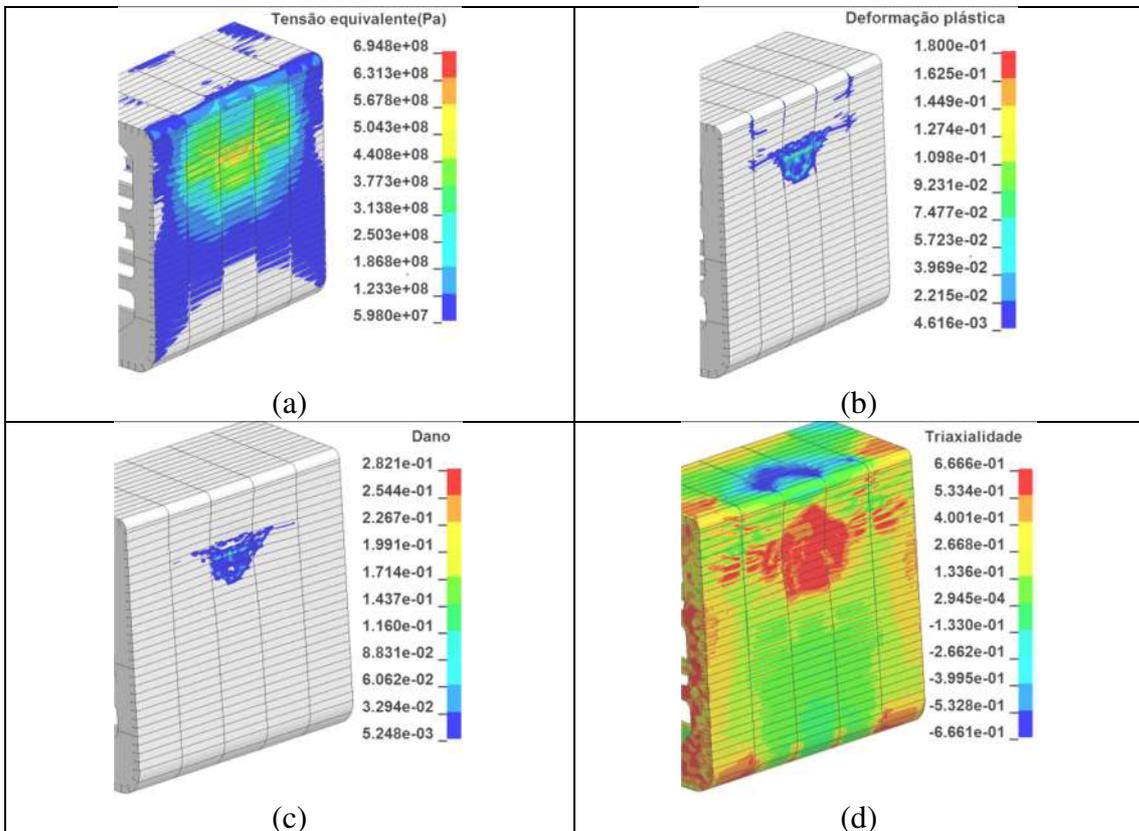


Figura C.10: Instante no ponto E do navio de FPSO (modelo MFDD)