



## ESTUDO DOS CRITÉRIOS DE FRATURA PARA ANÁLISE DE COLISÃO E ENCALHAMENTO DE NAVIOS

Nain Maximo Ramos Alvarez

Dissertação de Mestrado 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 Mestre em Engenharia Oceânica.

Orientadores: Murilo Augusto Vaz

Julio Cesar Ramalho Cyrino

Rio de Janeiro  
Setembro de 2013

ESTUDO DOS CRITÉRIOS DE FRATURA PARA ANÁLISE DE COLISÃO E  
ENCALHAMENTO DE NAVIOS

Nain Maximo Ramos Alvarez

DISSERTAÇÃO 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 MESTRE  
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. Lavínia Maria Sanábio Alves Borges, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

SETEMBRO DE 2013

Alvarez, Nain Maximo Ramos

Estudo dos critérios de fratura para análise de colisão e encalhamento de navios / Nain Maximo Ramos Alvarez. - Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2013.

IX, 107 p.: il.; 29,7 cm.

Orientadores: Murilo Augusto Vaz

Julio Cesar Ramalho Cyrino

Dissertação (mestrado) – UFRJ/COPPE Programa de Engenharia Oceânica, 2013.

Referências Bibliográficas: p. 94 - 96.

1. Critérios de fratura. 2. Algoritmos de integração para plasticidade. 3. Colisão - encalhamento. I. Vaz, Murilo Augusto *et al.* II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Oceânica. III. Título.

## **DEDICATÓRIA**

A meu Senhor que sempre me inspira a continuar e a meus pais por seus belos conselhos.

Porque eu bem sei os pensamentos que tenho a vosso respeito, diz o SENHOR;  
pensamentos de paz, e não de mal, para vos dar o fim que esperais.

**Jeremias 29:11**

# AGRADECIMENTOS

Primeiramente dar graças a meu Senhor por me proteger, cuidar de mim, ensinar-me e mostrar-me que posso todas as coisas em Cristo.

A meus pais Adrian e Alicia por sempre brindar-me de seu amor e afeto que foi necessário para poder continuar e seguir até o final do trabalho.

A meus irmãos Vanessa, Paúl, Cinthia, Viviana e Janeth pela sua compreensão e apoio em cada momento, incentivando-me a seguir.

A minha formosa Nirza pelo amor que me brinda, pelas belas palavras de ânimo e por dizer-me que não tenha medo, Deus está contigo.

A meus amigos da igreja de Misión Apostólica no Perú e Assembleia de Deus da ilha do governador no Brasil. Pastor Jorge, David e meus caros amigos Daniel, Rafael Lira, João, Samuel e Rafael.

Aos meus caros professores Murilo e Julio pelo apoio em tudo o tempo e por transmitir-me parte de seu conhecimento.

A meu caro amigo Jorge Luis, por brindar-me parte de seu tempo e incentivar-me a fazer este trabalho.

Ao pessoal do Núcleo de Estruturas Oceânicas - NEO, pela amizade compartilhada. Meus amigos Aynor, Victor, Miguel, Tulio, Arvind, Li, Liu, Luis, Suely e Eliene, obrigado pelo afeto.

Agradeço à Agência Nacional do Petróleo, Gás e Biocombustíveis (ANP) pelo apoio financeiro durante a execução desta dissertação.

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

## ESTUDOS DOS CRITÉRIOS DE FRATURA PARA ANÁLISE DE COLISÃO E ENCALHAMENTO DE NAVIOS

Nain Maximo Ramos Alvarez

Setembro/2013

Orientadores: Murilo Augusto Vaz

Julio Cesar Ramalho Cyrino

Programa: Engenharia Oceânica

Um dos acidentes mais prejudiciais que acontecem aos navios são os abalroamentos (colisão e encalhamento), devido às grandes perdas dos agentes envolvidos (pessoas, meio ambiente e navio). Por este motivo, são feitos diversos estudos com a finalidade de encontrar novas técnicas que possam avaliar os distintos cenários de abalroamentos e ter um melhor entendimento do problema. Assim, são gerados dois pontos importantes, o estudo da dinâmica da colisão/encalhamento e o comportamento estrutural do local de impacto, sendo este último representado pelos distintos critérios de fratura. Neste trabalho é desenvolvida uma metodologia numérica – experimental através da implementação de uma sob-rotina de usuário (*User Material*, UMAT) no programa LS-DYNA 971, na qual são incluídos os critérios de máxima deformação, Germanischer Lloyds, Peschmann, RTCL (Race-Tracey e Cockcroft e Latham), T de fratura e máxima deformação com sensibilidade de malha, e são comprovados com experimentos realizados pela ASIS (*Association for Structural Improvement of the Shipbuilding Industry*), SSML (*Ship Structural Mechanics Laboratory*) e NSWC (*Naval Surface Warfare Center*). Ao final do trabalho, é analisada uma aplicação de colisão de um PSV (*Platform Supply Vessel*) com um VLCC (*Very Large Crude Carrier*) para quatro cenários de colisão, e o encalhamento de um navio VLCC com um modelo de fundo de mar tipo trapézio. Ademais, são utilizadas formulações analíticas de Pedersen para a colisão e métodos analíticos simplificados de Hong e Amdahl para o encalhamento.

Abstract of Dissertation presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.)

STUDY OF FRACTURE CRITERIA FOR THE ANALYSIS OF SHIP'S COLLISION  
AND GROUNDING

Nain Maximo Ramos Alvarez

September/2013

Advisors: Murilo Augusto Vaz  
Julio Cesar Ramalho Cyrino  
Department: Ocean Engineering

One of the most damaging accidents that happen to the ships are collision and grounding due to the heavy losses of the agents involved (people, environment and vessel). For this reason, various studies are performed in order to find new techniques that can evaluate various scenarios of crashworthiness and to have a better understanding of the problem. It generates two important points, the study of the dynamics of collision/grounding and the structural behavior of the impact site, the latter being represented by the different criteria of fracture. In this paper, a numerical – experimental methodology is developed through implementation of a user subroutine (User Material, UMAT) in the LS-DYNA 971 program, which includes in the criteria of maximum deformation, Germanischer Lloyds, Peschmann , RTCL (Race-Tracey and Cockcroft and Latham), T of failure and maximum deformation with sensitive mesh and these in turn are checked with experiments from ASIS (Association for Structural Improvement of the Shipbuilding Industry), SSML (Ship Structural Mechanics Laboratory ) and NSWC (Naval Surface Warfare Center). At the end of the dissertation it is analyzed an application of a collision of a PSV with a VLCC in four crash scenarios, and grounding of a VLCC ship with a trapeze rock model. Also, the formulations of Pedersen are used for collision and simplified analytical methods of Hong - Amdahl are applied to grounding.

# ÍNDICE

<b>CAPÍTULO 1.....</b>	<b>1</b>
<b>INTRODUÇÃO .....</b>	<b>1</b>
1.1. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....	3
1.2. MOTIVAÇÃO E JUSTIFICATIVA.....	5
1.3. OBJETIVO .....	6
1.4. DESCRIÇÃO DOS CAPÍTULOS .....	7
<b>CAPÍTULO 2.....</b>	<b>9</b>
<b>FUNDAMENTOS TEÓRICOS.....</b>	<b>9</b>
2.1. CENÁRIOS NOS ABALROAMENTOS DE NAVIOS .....	9
2.2. CRITÉRIOS DE FRATURA .....	11
2.3. MODOS DE DANO.....	18
<b>CAPÍTULO 3.....</b>	<b>23</b>
<b>FORMULAÇÃO DA SIMULAÇÃO NUMÉRICA E SUB – ROTINA DO MATERIAL.....</b>	<b>23</b>
3.1. RELAÇÕES CONSTITUTIVAS .....	23
3.2. ALGORITMOS DE INTEGRAÇÃO PARA PLASTICIDADE INDEPENDENTE DA TAXA DE DEFORMAÇÃO .....	25
3.3. MODELO DE MATERIAL DEFINIDO PELO USUÁRIO (UMAT).....	28
3.3.1. Estado de tentativa elástico .....	28
3.3.2. Corretor plástico.....	29
3.3.3. Estado plano de tensões.....	31
3.3.4. Incorporação dos critérios de fratura no UMAT .....	33
3.3.5. Pontos de integração através da espessura .....	34
3.3.6. Correlação do UMAT e o solver do LS-DYNA 971 .....	36
3.4. CONTROLE DO PASSO DE TEMPO.....	38
3.5. MASSA ESCALONADA ( <i>SCALING MASS</i> ).....	39
3.6. CURVA DE SENSIBILIDADE.....	41
<b>CAPÍTULO 4.....</b>	<b>43</b>
<b>CORRELAÇÃO NUMÉRICO - EXPERIMENTAL.....</b>	<b>43</b>
4.1. MODELO DE PAINEL REFORÇADO.....	43
4.2. MODELO DE UM PAINEL DE COSTADO DUPLO .....	52
4.3. MODELO DE ENCALHAMENTO .....	60
<b>CAPÍTULO 5.....</b>	<b>69</b>
<b>ESTUDO DE CASO: COLISÃO E ENCALHAMENTO.....</b>	<b>69</b>
5.1. CENÁRIOS DE COLISÃO DO VLCC .....	70

5.2. CENÁRIOS DE ENCALHAMENTO .....	71
5.3. ARRANJO DO VLCC .....	72
5.4. MODELO DO NAVIO PSV .....	74
5.5. MODELO DE FUNDO DE MAR TIPO TRAPÉZIO .....	75
5.6. MODELO NUMÉRICO PARA COLISÃO E O ENCALHAMENTO DO VLCC .....	76
5.7. RESULTADOS .....	78
<b>CAPÍTULO 6.....</b>	<b>90</b>
<b>CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS.....</b>	<b>90</b>
<b>APÊNDICE I .....</b>	<b>97</b>
<b>ARQUIVO DE ENTRADA PARA A SUB-ROTINA UMAT.....</b>	<b>97</b>
<b>APÊNDICE II.....</b>	<b>100</b>
<b>METODOLOGIA ANALÍTICA SIMPLIFICADA PARA ABALROAMENTO DE NAVIOS .....</b>	<b>100</b>

# CAPÍTULO 1

## INTRODUÇÃO

No âmbito mundial o transporte de petróleo é realizado por navios cada vez maiores, por exemplo, os ULCC (*Ultra Large Crude Carrier*) cujas capacidades são de 320.000–550.000 toneladas. As unidades que fazem a produção e o armazenamento de petróleo, FPSO (*Floating Production Storage and Offloading*), são descarregados por navios “aliviadores” e que depois se dirigem aos terminais, muitas vezes navegando por águas rasas, que recebem este petróleo. Estes tipos de atividades são propícios para gerar situações onde um acidente por colisão ou encalhamento pode ter efeitos graves. Assim, os confirmam os acidentes acontecidos em 1967 pelo navio *Torrey Canyon* ao verter 120.000 toneladas de petróleo ao mar na costa sudoeste da Inglaterra e na costa norte da França, e o ocorrido no Alasca pelo navio *Exxon Valdez* em 1989, sendo um dos mais nefastos, em termos ecológicos. As primeiras medidas de prevenção contra derramamento de óleo no mar foram impostas pela IMO (*International Maritime Organization*) que aprovou em 1954 a primeira convenção internacional para a prevenção da poluição por óleo – OIPOL, posteriormente denominada MARPOL, proibindo a descarga de óleo ou misturas com óleo nos mares e a OPA (*Oil Pollution Act*) em 1990, o qual estabeleceu o casco duplo nos navios petroleiros.

Apesar de estes regulamentos ajudarem na proteção do meio ambiente, da infraestrutura do navio, das tripulações e passageiros ante uma colisão ou encalhamento, estudos mais amplos têm sido desenvolvidos e divulgados em congressos organizados com o objetivo de apresentar o estado da arte dos métodos para a análise e projeto de plataformas offshore e navios, visando melhorar o desempenho destas estruturas quando são envolvidas nestes tipos de acidente. Um exemplo destes eventos é o ICCGS (*International Conference on Collision and Grounding of Ships*) que é organizado a cada três anos, no qual inúmeros pesquisadores apresentam trabalhos em temas como:

critérios de fratura [1], métodos simplificados [2] e análise de colisão por elementos finitos [3].

Na atualidade diversas metodologias de avaliação neste tema são estudadas, mas com objetivos distintos, entre os quais destacamos: redução do tempo de análise, que na etapa de projeto torna-se vital; avaliação da energia de colisão ou encalhamento, a qual possibilita gerar com eficiência diversos tipos de arranjos de estruturas para reforçar o casco do navio e colunas de plataforma; efeito dos critérios de fratura, para obter uma representação adequada do comportamento do material. Também têm sido muito estudados os modelos experimentais em escala reduzida [4]; softwares para análise de risco, onde são empregadas as metodologias analíticas simplificadas (modelos onde são consideradas as contribuições de energia pelos modos de dano) [5] e [6]; análises acopladas fluido-embarcação [7].

Como exemplos recentes destes tipos acidentes, na Figura 1.1 (a) é mostrada a colisão de dois navios de carga devido a uma má sequência de manobras no Estreito de Singapura, e na Figura 1.1 (b) o encalhamento do navio Costa Concórdia na costa da Itália em 2012, devido à imprudência de seu comandante.



Figura 1.1: a) Colisão de dois navios no Estreito de Singapura, b) Encalhamento do navio Costa Concórdia.

Em este trabalho identificaremos a eficácia dos critérios de fratura na colisão e encalhamento de navios através de uma metodologia numérica com ajuda do software LS-DYNA 971, e estenderemos o estudo para avaliar a metodologias analíticas

simplificadas de Pedersen [8] e Hu, Amdahl e Hong [9] para estes acidentes em escala real.

## **1.1. Revisão bibliográfica**

### **Critérios de fratura**

O estudo do comportamento da estrutura nos abalroamentos de navios (colisão de costado e encalhamento do fundo) é caracterizado por grandes deformações até a fratura do material. Os modelos que representam estes fenômenos são bastante complexos, exigindo a adoção de diversas hipóteses as quais caracterizam e diferenciam estes vários modelos. Uma das hipóteses mais importantes destes modelos é o critério de fratura, e o reconhecimento das características do problema que o influenciam.

Num ensaio de tração de materiais dúcteis até a ruptura do corpo de prova identificam-se duas zonas típicas: deformações até o início da estrição (esforço máximo) e o comportamento desde o início da estrição até a ruptura. Nos desenvolvimentos dos distintos critérios de fratura empregados nas análises de colisão e encalhamento considera-se o início da fratura e não a sua propagação. A taxa de deformação é um parâmetro que influencia a curva tensão vs deformação do material, e para alguns materiais este comportamento é positivo, ou seja, o aumento da taxa de deformação resulta num acréscimo das tensões (aço, alumínio 6061T6), e em outros casos é negativo, exibindo um comportamento inverso do anterior (alumínio 5xxx) [10]. Para os casos onde é importante considerar a taxa de deformação os critérios de fratura incorporam esta característica, devido ao aumento ou diminuição da energia de deformação.

Para entender melhor o problema de colisão entre navios e obter critérios que pudessem representar a fratura em modelo de elementos finitos, um dos primeiros trabalhos experimentais foi realizado pela Germanischer Lloyd em conjunto com a Technical University of Hamburg [4]. Neste trabalho desenvolveu-se um teste de colisão com um fator de escala de 1:3 entre dois navios de casco duplo (navio agressor: NEDLLOYD 34 e navio agredido: AMATHA) e com uma velocidade do navio agressor de 2,55m/s, obtendo uma penetração de aproximadamente 1m. Para poder obter as deformações no casco danificado, três diferentes malhas para medir as deformações foram feitas, como num processo de conformação. A partir deste teste experimental se desenvolveu o critério de Peschmann que é comentado em [4] e [11]. Neste critério se estabelece uma formulação matemática para a deformação plástica equivalente na

fratura, a partir do diagrama de conformação limite obtido do teste experimental de colisão e considera a deformação na estricção e a deformação média nas zonas menos deformadas como parâmetros fixos. Também estabelece um parâmetro “ $\alpha$ ” que leva em consideração a largura, o comprimento e a espessura do elemento de malha.

Um critério similar estabelecido pelo Germanischer Lloyd é apresentado em [12], que considerou protótipos de modelos de painéis enrijecidos danificados com diferentes características como espessura e enrijecedores para obter uma formulação em função da deformação na estricção e da deformação média como parâmetros fixos e o efeito do tipo de elemento, da espessura e do comprimento do elemento como parâmetros variáveis.

Outros critérios de fratura são baseados em suposições de diferentes modelos mecânicos, propostos no estudo de fratura dúctil. Um destes modelos tem como parâmetro uma função do estado de tensões, e se estabelece que a fratura acontece num ponto do corpo quando a função ponderada acumulada “ $F$ ” atingir um valor crítico “ $C$ ”. A equação abaixo representa o modelo mais característico destes critérios de fratura:

$$\int_0^{\bar{\epsilon}_f} f(\text{estado de tensão}) d\bar{\epsilon} = C$$

Onde,

$f$  - Função ponderada, função das componentes ou invariantes do tensor de tensões.

$\bar{\epsilon}$  - Deformação equivalente.

$\bar{\epsilon}_f$  - Deformação equivalente para fratura.

$C$  - Constante do material.

Deste modelo são estudadas as zonas de puramente compressiva, puramente de tração e de compressão – tração [13], desenvolvendo-se critérios para cada zona a partir das teorias da micromecânica.

Na zona de tração temos os trabalhos de McClintock [14] que modela uma microestrutura em 2-D com um vazio de seção transversal elíptica e determinando um fator de crescimento para cada direção dos eixos da elipse, na fratura estes valores são iguais. Outro trabalho é de Rice e Tracey [15] que desenvolvem um modelo em 3-D para descrever o crescimento do vazio esférico num material submetido a uma tensão uniforme e a uma taxa de deformação, e mostrou que a taxa de crescimento é afetada pela tensão hidrostática. Além disso, concluíram que para moderados e grandes esforços

triaxiais existe uma amplificação da taxa de crescimento relativo de vazios dependente da tensão equivalente.

Na zona de compressão – tração, Cockcroft e Latham [16] propõem um critério baseado no valor crítico da energia de deformação por unidade de volume, este critério não é um modelo micromecânico, mas a fratura é controlada pela maior tensão principal integrada em relação a deformação plástica equivalente. Oh [17], muda o critério de Cockcroft e Latham e normaliza a maior tensão principal pela tensão equivalente. Utilizando os trabalhos de Rice e Tracey e Cockcroft e Latham (RTCL), Tornqvist [18] estabelece o critério de RTCL cobrindo as três zonas a partir de duas funções, tendo um ponto em comum para o valor do esforço triaxial e incorporando também uma variável de dano, sendo que para a fratura seu valor é igual a “1”.

Estes critérios foram desenvolvidos tomando em conta a discretização do modelo, mas Andrianopulus [19] propõe um critério que não depende deste. Incorporando a fratura dúctil ao critério de von Mises, e postulando que a fratura se dá quando um valor crítico “ $T_V$ ” ou “ $T_D$ ” são alcançados, sendo que estes parâmetros desenvolvidos na teoria elástica representam respectivamente as energias para mudança de volume e de forma.

Assim, todos estes critérios devem ser avaliados para distintos cenários de abalroamentos de navios, estudando-se o comportamento de cada um deles. No trabalho de Martinez [20], são comparados os critérios do Germanischer Lloyd e o critério de Peschmann, que dependem da espessura e dimensões da malha de elementos finitos, tendo como conclusão que o critério de Peschmann representa melhor a colisão ao se fazer um estudo da sensibilidade de malha. Ehlers [11] estuda os distintos critérios de fratura citados anteriormente através de uma sub-rotina de modelo de material que considera estes critérios no programa LS-DYNA 971, mas a correlação numérica com os resultados experimentais para um painel reforçado sob carregamentos simulando colisões não apresentou bons resultados.

## **1.2. Motivação e Justificativa**

No período de 1960 até 2012, dos acidentes ocorridos no transporte marítimo no Brasil, sete deles foram por abalroamento de navios (colisão ou encalhamento) segundo a Diretoria de Portos e Costas [21], sendo o mais recente a colisão do navio Chembulk Shanghai com um rebocador durante manobra de atracação no Porto de Mucuripe, Fortaleza, no ano de 2008. Ainda que o número de acidentes tenha sido pequeno, o

efeito prejudicial para todos os agentes envolvidos é muito grande. No âmbito mundial a ocorrência total de acidentes nos últimos três anos cresceu em 10%, segundo a *International Union of Marine Insurance* (IUMI) [22]. A Figura 1.2 revela que os acidentes com perda total para navios maiores de 500GT (Gross Tonnage), cresceu em torno de 5% no caso do encalhamento de 2007 a 2011 em relação aos 5 anos anteriores, e nos mesmos períodos o número de colisões decresceu em aproximadamente 5%, apesar do número de casos continuar expressivo. Ante isto, desenvolver novas metodologias que possam avaliar distintos cenários de colisão e encalhamento de navios é um desafio para os pesquisadores, que procuram incorporar novos critérios de fratura, metodologias simplificadas e o comportamento acoplado entre a estrutura e o fluido, visando o projeto de novas estruturas mais resistentes e produzir ferramentas mais eficientes para auxiliar a tomada de decisão no caso de acidentes.

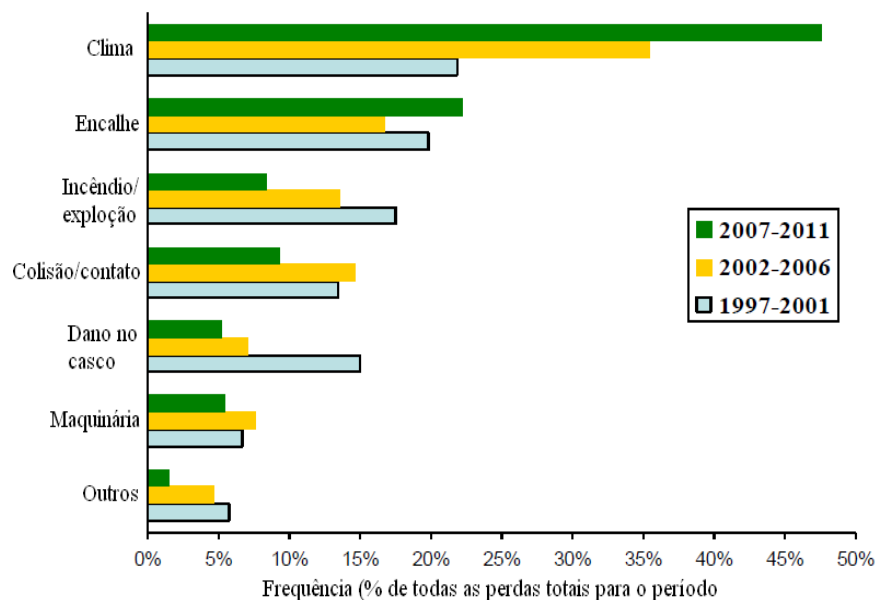


Figura 1.2: Estatísticas dos fatores que contribuem na perda total do navio segundo a IUMI.

### 1.3. Objetivo

No estudo de abalroamento de navios normalmente são consideradas a mecânica externa, onde a dinâmica dos navios antes e durante a colisão é considerada de forma acoplada ou desacoplada com a mecânica interna, onde as deformações estruturais são determinadas. Este trabalho é desenvolvido com o objetivo de se conhecer o

comportamento dos diversos critérios de fratura a partir de análises considerando apenas a mecânica interna.

Para realizar este estudo é necessário incorporar estes critérios em uma metodologia numérica, utilizando o software comercial LS-DYNA 971 através de uma sub-rotina que permita a introdução de um modelo de material do usuário (UMAT). Para determinação do critério de fratura com melhor desempenho estudou-se suas aplicações considerando variações de parâmetros significativos dos problemas de colisão e encalhamento, tais como: espessuras de chapas; condições de arranjo do fundo do navio; parâmetros de convergência; fator de escala, entre outros, de forma numérica.

A metodologia numérica desenvolvida para poder estudar os critérios de fratura e identificar sua eficácia em distintos cenários de colisão e encalhamento, incorporou as seguintes etapas:

- Desenvolver uma sub-rotina para um material elasto-plástico com encruamento isotrópico independente da taxa de deformação no software LS-DYNA 971 através de uma sub-rotina do material (UMAT) para ter controle de parâmetros que são necessários nos critérios de fratura.
- Incorporar os critérios de fratura na sub-rotina do material (UMAT) e avaliar cada um deles a partir da comparação com modelos experimentais de colisão e encalhamento, cujos resultados estão disponíveis na literatura.
- Avaliar um caso de colisão de um PSV com um navio VLCC e um encalhamento de um VLCC em um modelo de fundo de mar tipo trapézio, comparando os resultados numéricos com as metodologias analíticas simplificadas.

#### **1.4. Descrição dos capítulos**

Para se ter uma ideia dos distintos temas tratados neste trabalho um pequeno resumo de cada capítulo é descrito abaixo.

No capítulo 2, são descritos os fundamentos teóricos de conceitos como: colisão, encalhamento, critérios de fratura, modos de dano e algoritmo de integração para a plasticidade independente da taxa de deformação.

No capítulo 3, o modelo para a simulação numérica é apresentado, também são desenvolvidas as equações do método de mapeamento de retorno e os parâmetros a

serem considerados ao se desenvolver a sub-rotina de material (UMAT) no programa de elementos finitos LS-DYNA 971 quando são incorporados os critérios de fratura.

No capítulo 4, mostra-se a avaliação dos critérios de fratura a partir de três modelos experimentais dados na literatura, um painel reforçado, um painel de costado duplo de um navio, e a análise de um encahamento em escala.

No capítulo 5, é feito um estudo de caso de uma colisão de um PSV quando colide com um VLCC e um encahamento de um VLCC com um modelo de fundo de mar tipo trapézio.

No capítulo 6, são apresentadas as conclusões e são mencionados alguns dos possíveis trabalhos futuros como continuação desta pesquisa.

# CAPÍTULO 2

## FUNDAMENTOS TEÓRICOS

### 2.1. Cenários nos abalroamentos de navios

Um cenário pode ser especificado pela apresentação das condições iniciais dos elementos (navio agredido, navio agressor ou modelo de fundo de mar) que podem estar envolvidos num acidente. Por exemplo, os cenários podem envolver uma colisão na proa, popa ou centro do navio e no caso do encalhamento pode haver uma variação do tipo de fundo do mar, o qual pode ser modelado como uma rocha em forma de cone, trapézio ou um modelo intermédio de estes dois tipos. Assim, diversos casos são avaliados a partir das variáveis de cenários, por exemplo, o cenário típico de colisão pelo costado entre dois navios é apresentado na Figura 2.1 e o cenário de encalhamento com um tipo de rocha cônica é mostrado na Figura 2.2.

#### Colisão

Em geral, uma colisão envolve ao menos um navio e um objeto em que se vai colidir ou dois navios, cujo tempo de ocorrência é pequeno (zona transiente). O cenário de colisão de navios usualmente é descrito pelo ângulo reto ou oblíquo, de acordo com a posição da linha de centro do navio agredido/objeto e o vetor de velocidade do navio agressor e cujas variáveis envolvidas nestes cenários são:

- Velocidade (independente para cada navio).
- Ângulo de colisão.
- Ângulo de entrada da proa (para o navio agressor).
- Ponto de contato inicial de colisão.
- Massa do navio agressor e agredido.

- Calado e altura da proa.

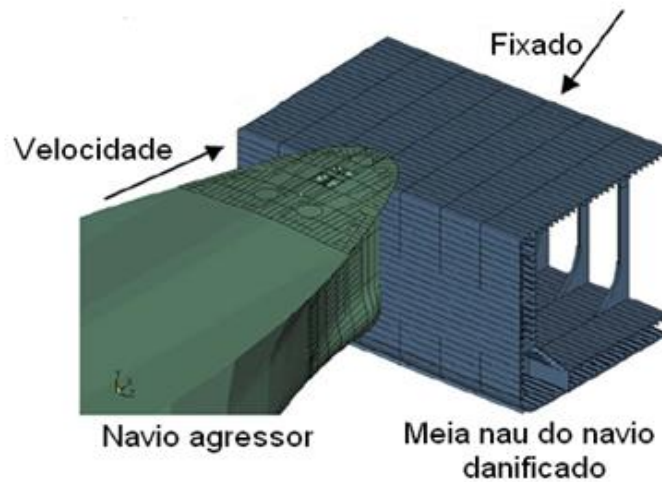


Figura 2.1: Cenário de colisão de costado do navio SEA – ARROW (ângulo de entrada reto) com um navio tanque [23].

### **Encalhamento.**

O processo de encalhamento pode geralmente ser caracterizado por um obstáculo que danifica ou penetra cortando o fundo do navio. A quantidade de deformação em cada ponto específico depende da resistência à penetração (características da estrutura), a estabilidade do navio (dinâmica do navio), tempo de ocorrência (zona permanente), entre outros fatores, as condições iniciais a serem consideradas são:

- Velocidade do navio.
- Inclinação do navio no plano longitudinal (ângulo de trim).
- Excentricidade da rocha (distância adimensional desde a linha central do navio).
- Elevação da rocha (por cima da linha de base).
- Raio da ponta da rocha em forma de cone.
- Ângulo da rocha em forma de cone.

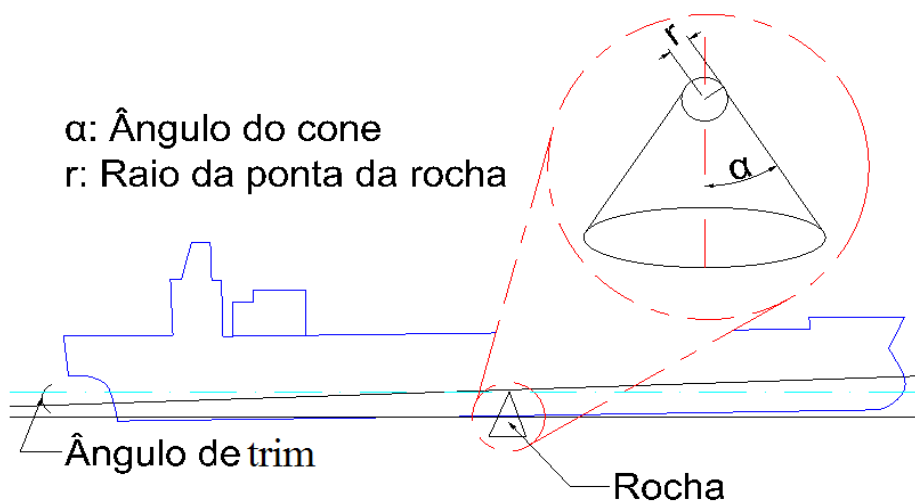


Figura 2.2: Cenário de encalhamento com tipo de rocha cônica.

## 2.2. Critérios de fratura

A fratura é a separação de um corpo em duas ou mais partes quando é submetido a um esforço mecânico e, de acordo com o tipo de material pode ser classificada como fratura dúctil, onde a estrição é precedida por significativas deformações, ou fratura frágil, que é precedida por pequenas deformações. Ademais, a fratura dúctil é dominada por um fluxo plástico antes da ruptura, mas a fratura frágil alcança a ruptura antes de qualquer fluxo plástico.

Um maior número de desenvolvimento tem sido dado aos critérios de fratura dúctil, que representam o começo da fratura do material a partir de parâmetros como: deformação máxima, estado de tensões na região da fratura ou por curvas que são obtidas de um ensaio de conformação. O estabelecimento de um critério de fratura é importante num estudo de acidente por colisão ou encalhamento devido à necessidade de se determinar a quantidade de energia que a estrutura colidida pode absorver e na representação do comportamento da mesma.

### Critério de máxima deformação (MD)

Um dos mais simples critérios de fratura é o de máxima deformação do material, que pode ser obtido através do ensaio de tração do material. Na Figura 2.3 são mostradas as curvas tensão vs deformação para um material dúctil e um material frágil. Dos valores de deformação obtidos no gráfico só é considerado o valor de deformação plástica até o início da estrição do material e este valor recebe o nome de “deformação

efetiva de fratura”. O MD considera este valor para as análises numéricas (LS-DYNA 971, ANSYS 13), mas sua utilização apresenta as seguintes desvantagens: na representação de um carregamento multiaxial, que é típico de acidentes de abalroamentos de navios, não considera o refinamento da malha em elementos finitos e em muitos casos a energia absorvida pela estrutura na análise numérica é maior do que a obtida num teste experimental.

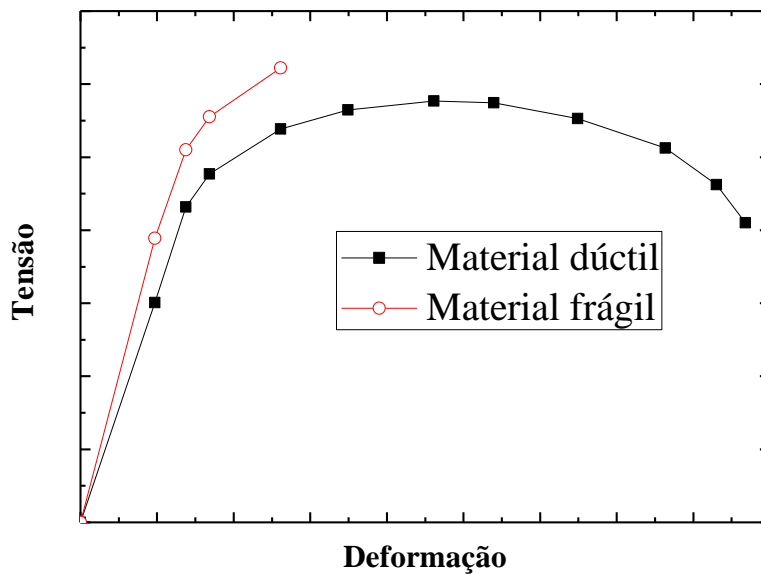


Figura 2.3: Curva de tensão vs deformação para um material frágil e dúctil.

### **Critério de máxima deformação com sensibilidade de malha (MDS)**

Uma variante do critério de máxima deformação é o critério de máxima deformação com sensibilidade de malha, isto é, o valor de deformação efetiva de fratura não é constante senão ele muda de acordo à razão da espessura ( $t$ ) entre o comprimento característico do elemento ( $l_e$ ). A curva formada a partir de esta definição recebe o nome de curva de sensibilidade, obtida numericamente mediante um modelo de ensaio de tração. Deste modelo os valores de deformação efetiva de fratura são obtidos quando é mudado o comprimento do elemento e mantendo fixo o valor de espessura, mas outra forma de obter a curva de sensibilidade é mediante a formulação de Ehlers [11] (equação 2.1) através do valor de deformação efetiva de fratura ( $\epsilon_n$ ) para o valor de ( $l_e/t$ ) igual a “1”, obtido numericamente do modelo de teste de tração.

$$\varepsilon_f \left( \frac{t}{l_e} \right) = n + (\varepsilon_n - n) \frac{t}{l_e} \quad (2.1)$$

onde " $n$ " e " $\varepsilon_f$ " são o índice de encruamento obtida da lei de potência para a curva do material e a deformação efetiva de fratura, respectivamente.

A figura 2.4 mostra o valor da deformação efetiva de fratura ao variar o comprimento do elemento mediante a formulação de Ehlers para um valor de " $\varepsilon_n = 0,60482$ ", " $n = 0,221$ " e " $t = 2,8 \text{ mm}$ ". Ademais, mostra-se o critério de máxima deformação (MD) e o critério de máxima deformação com sensibilidade de malha (MDS).

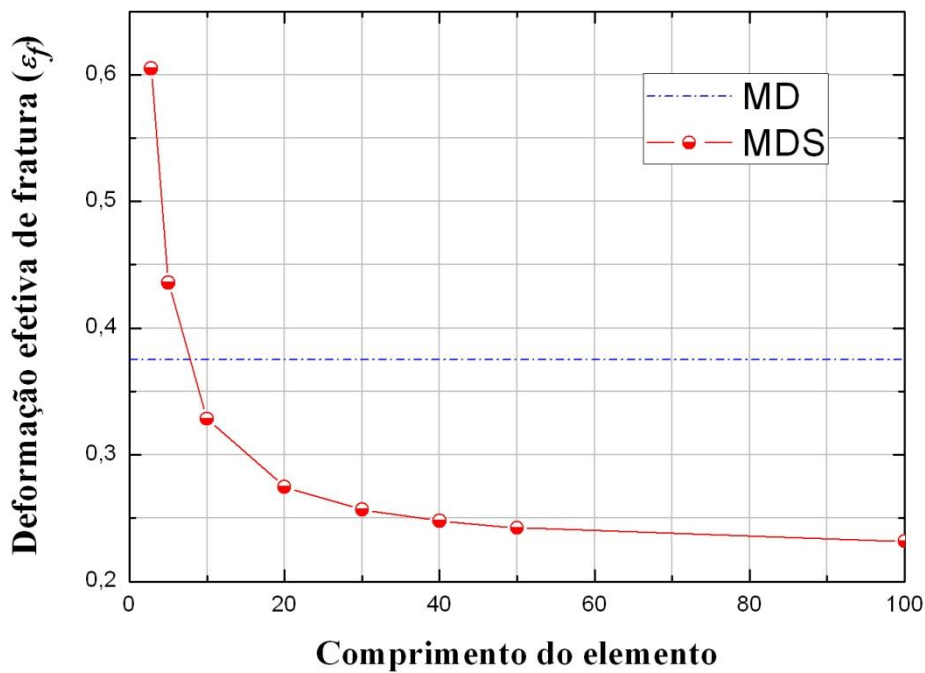


Figura 2.4: Critérios de máxima deformação e máxima deformação com sensibilidade de malha.

### Critério do Germanischer Lloyds (GL)

O critério da sociedade classificadora Germanischer Lloyds [12] é baseado num estudo de placas finas, considerando a variação das dimensões do elemento da malha, e recomenda que o valor de  $l_e/t$  seja maior do que cinco.

$$\varepsilon_f(l_e) = \varepsilon_g + \varepsilon_e \frac{t}{l_e} \quad (2.2)$$

Onde,

$\varepsilon_f$  - deformação efetiva de fratura

$\varepsilon_g$  - deformação uniforme na direção da espessura

$\varepsilon_e$  - deformação de estricção

$t$  - espessura da placa

$l_e$  - comprimento característico do elemento (item 3.5 do capítulo 3)

Os valores de  $\varepsilon_g$  e  $\varepsilon_e$  são 0,056 e 0,54 respectivamente para o material de aço.

### **Critério de Peschmann (PES)**

Este critério foi desenvolvido por Lehmann e Peschmann [4] a partir das deformações de um ensaio de colisão em escala de 1:3. As deformações são medidas na face da fratura e nas áreas uniformes. Estas são referidas como “deformação de estricção”  $\varepsilon_n$  e “deformação uniforme”  $\varepsilon_g$  (em áreas menos deformadas). O critério também considera a variação da deformação efetiva de fratura com a variação das dimensões dos elementos da malha, sendo válido apenas na faixa de espessuras de 5 a 20 mm.

$$\varepsilon_f = \varepsilon_g + \varepsilon_n \frac{x_e t}{t l_e} \quad (2.3)$$

$$\alpha = \varepsilon_n \frac{x_e}{t} \quad (2.4)$$

$$\varepsilon_f = \varepsilon_g + \alpha \frac{t}{l_e} \quad (2.5)$$

Onde,

$\varepsilon_f$  - deformação efetiva de fratura

$\varepsilon_g$  - deformação uniforme

$\varepsilon_n$  - deformação de estricção

$x_e$  - largura na estricção local

$t$  - espessura do elemento

$l_e$  - comprimento característico do elemento (item 3.5 do capítulo 3)

$\alpha$  - fator de estricção

Os valores de  $\varepsilon_g$  e  $\alpha$  são 0,1 e 0,8 para espessuras de 5 – 12 mm e de 0,08 e 0,65 para valores de 12 – 20 mm respectivamente, para o material de aço.

## Critério RTCL

A partir dos trabalhos feitos por Race e Tracey [15] sobre o crescimento dos vazios, e de Cockcroft e Latham [10] para o comportamento do estado de tensões na compressão, Tornqvist [12] apresenta um critério que vincula estas duas funções através da razão triaxial ( $T$ ). A seguinte formulação é apresentada para o critério que é chamado de RTCL.

$$D = \begin{cases} 0 & T \leq -\frac{1}{3} \\ \int 2 \frac{1 + \frac{\sigma_H}{\bar{\sigma}} \sqrt{12 - 27 \left(\frac{\sigma_H}{\bar{\sigma}}\right)^2}}{3 \frac{\sigma_H}{\bar{\sigma}} + \sqrt{12 - 27 \left(\frac{\sigma_H}{\bar{\sigma}}\right)^2}} d\bar{\varepsilon}^p & -\frac{1}{3} < T < \frac{1}{3} \\ \int \frac{1}{C} e^{\frac{3\sigma_H}{2\bar{\sigma}}} d\bar{\varepsilon}^p & T \geq \frac{1}{3} \end{cases} \quad (2.6)$$

$$T = \frac{\sigma_H}{\bar{\sigma}} \quad (2.7)$$

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2}{2}} \quad (2.8)$$

$$\sigma_H = \frac{1}{3}(\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33}) \quad (2.9)$$

$$\bar{\varepsilon}^p = \sqrt{\frac{2}{3} \varepsilon^p : \varepsilon^p} \quad (2.10)$$

Onde,

$\sigma_H$  - tensão hidrostática

$\bar{\sigma}$  - tensão equivalente

$\sigma_{1,2,3}$  - tensões principais

$D$  - variável de dano

$T$  - razão triaxial

$\bar{\varepsilon}^p$  - deformação plástica equivalente

$\varepsilon^p$  - deformação plástica. “ : ” significa produto tensorial.

$C$  - valor de obtido a partir do teste experimental de tração, depende do tipo de material, para o aço a razão triaxial é 1/3 e o parâmetro  $C$  é 1,65.

O valor de “ $C$ ” é usado para calibrar o critério RTCL segundo Tornqvist [12], que só precisa de um termo, este termo se obtêm a partir de um teste uniaxial para um valor de razão triaxial que depende do tipo de material, como é descrito em [7]. O valor

da razão triaxial e a deformação plástica até o início da estrição correspondente são obtidos de um corpo de prova com um raio de estrição grande, figura 2.5.

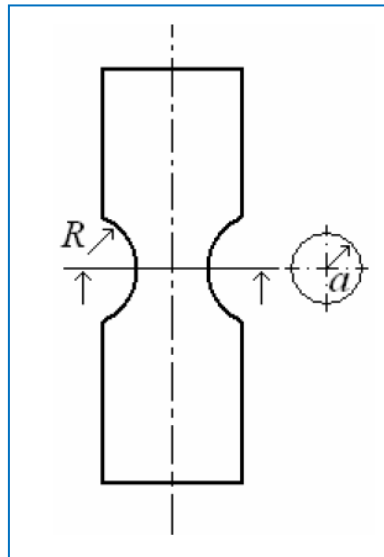


Figura 2.5: Corpo de prova característico de um ensaio de tração, onde “R” é o raio de estrição e “a” é o raio da seção transversal.

Assim, o valor da variável de dano (D) é dividido pelo valor da deformação plástica do teste de tração, o qual é conhecido como índice de dano  $D_i$ , e segundo Tornqvist, quando o seu valor é igual a “1” obtém-se o valor crítico para o começo da fratura.

### **Critério de T de fratura (TF)**

O critério foi desenvolvido com o objetivo de prever a fratura de materiais dúcteis e frágeis quando um carregamento puramente hidrostático atua, e considera que a fratura acontece quando um dos valores críticos é atingido: o valor de  $T_D$ , que é a energia pela mudança de forma ou o valor de  $T_V$ , que é a energia pela mudança de volume, como descrito por Andrianopoulos [19]. As formulações dos parâmetros  $T_V$  e  $T_D$  são obtidas por considerar só a parcela elástica na energia de deformação que armazena o material, como é descrito embaixo.

Primeiro, a variação volumétrica por unidade de volume,  $\theta$ , é proporcional à tensão hidrostática, de acordo a equação (2.11).

$$\theta = \frac{1}{K} \sigma_H \quad (2.11)$$

$$\theta = \varepsilon_{11} + \varepsilon_{22} + \varepsilon_{33} \quad (2.12)$$

Onde  $K$ ,  $\varepsilon_{ii}$  e  $\sigma_{ij}$  para  $i = 1, 2, 3$  são o módulo de elasticidade volumétrica, deformação e a tensão nas direções principais, respectivamente. Também, a deformação total é composta por uma parte elástica e outra plástica (equação 2.13).

$$d\varepsilon_{ij} = d\varepsilon^e_{ij} + d\varepsilon^p_{ij} \quad (2.13)$$

Também as tensões desviadoras são representadas pela equação (2.14).

$$S_{ij} = \sigma_{ij} - \delta_{ij}\sigma_H \quad (2.14)$$

Onde,  $\delta_{ij} = 1$  para  $i = j$  e  $\delta_{ij} = 0$  para  $i \neq j$ .

Para obter  $T_V$  e  $T_D$ , partimos da formulação de energia de deformação (equação (2.15)).

$$dw = \sigma_{ij}d\varepsilon_{ij} \quad (2.15)$$

Depois a equação (2.13) e (2.14) é inserida na equação (2.15) e desenvolvemos.

$$\begin{aligned} dw &= (S_{ij} + \delta_{ij}\sigma_H)d\varepsilon_{ij} \\ &= S_{ij}d\varepsilon_{ij} + \delta_{ij}\sigma_Hd\varepsilon_{ij} \\ &= S_{ij}d\varepsilon^e_{ij} + \delta_{ij}\sigma_Hd\varepsilon_{ij} + S_{ij}d\varepsilon^p_{ij} \end{aligned} \quad (2.16)$$

Da equação (2.16) escolhemos as componentes elásticas e estabelecemos o seguinte:

$$dT_V = \delta_{ij}\sigma_Hd\varepsilon_{ij} \quad (2.17)$$

$$dT_D = S_{ij}d\varepsilon^e_{ij} \quad (2.18)$$

Segundo von Mises, definimos:

$$\bar{\varepsilon} = \frac{\sqrt{2}}{3} \{(\varepsilon_{11} - \varepsilon_{22})^2 + (\varepsilon_{22} - \varepsilon_{33})^2 + (\varepsilon_{33} - \varepsilon_{11})^2\}^{1/2} \quad (2.19)$$

Inserindo a equação (2.11) na equação (2.17) e a equação (2.19) junto com a tensão equivalente na equação (2.18) obtemos:

$$dT_V = \sigma_H d\theta \quad (2.20)$$

$$dT_D = \bar{\sigma} d\bar{\epsilon}^e \quad (2.21)$$

Ao final integramos estas últimas equações para obter os parâmetros mencionados para este critério de fratura.

$$T_V = \int \sigma_H d\theta = \frac{1}{2K} \sigma_H^2 = \frac{1}{2} K \theta^2 \quad (2.22)$$

$$T_D = \frac{1}{6G} \bar{\sigma}^2 \quad (2.23)$$

Onde,  $G$  é o módulo de cisalhamento.

Para obter os valores críticos de  $T_V$  e  $T_D$  são obtidos em ensaios experimentais de conformação e corte puro, respectivamente.

### 2.3. Modos de dano

A mecânica interna inicialmente estudada para colisão e, posteriormente, estendida para encalhamento, supõe que toda energia devido à dinâmica do navio é absorvida pela estrutura transformando-se em energia de deformação. Na mecânica interna são desenvolvidos diferentes modos de dano que dependem fundamentalmente do arranjo estrutural e do modo de aplicação dos esforços. Em um acidente real alguns dos modos de dano podem superpor-se. Por exemplo, numa colisão de costado os modos predominantes são a penetração e o esmagamento. O primeiro acontece no costado do navio agredido e o segundo nos reforçadores da proa do navio agressor. No encalhamento, os modos desenvolvidos são a penetração e o rasgamento, primeiro acontecendo a penetração e depois o rasgamento do fundo.

A seguir serão brevemente apresentados os principais modos de dano considerando modelos simplificados e, em alguns deles, serão mostradas as formulações mais conhecidas para a determinação do esforço para produzir uma dada grandeza de dano.

#### Rasgamento

O modo de dano de rasgamento é estudado como uma versão simplificada da colisão de costado entre dois navios com um ângulo de colisão diferente de 90 graus ou do encalhamento de um navio sobre rochas no fundo do mar. Experimentalmente este modo de dano pode ser desenvolvido, por exemplo, pelo corte de uma placa delgada

com uma cunha em forma de prisma triangular, como é mencionado nos trabalhos de Lu e Calladine [24]. Na Figura 2.6 (a) é mostrada a forma do teste experimental explicitando os ângulos  $\alpha$  e  $\beta$ . Dependendo dos valores destes ângulos e da largura da cunha em relação à largura da placa, podem ser obtidas três diferentes formas de rasgamento, as quais são classificadas como: corte limpo, onde as duas zonas ao lado da cunha não apresentam ondulações ( $\alpha = 10^\circ$  e  $\beta = 0^\circ$ ); corte com ondulações, estas ondulações são observadas na placa ao lado da cunha ( $\alpha = 0^\circ$  e  $\beta = 0^\circ$ ); concertina, que apresenta um sanfonamento da placa à frente da cunha. Nas duas primeiras formas de corte a largura da placa é muito maior que a da cunha e na última forma de corte a largura da cunha aproxima-se dos limites da placa. Na Figura 2.6 (b) é mostrado um teste experimental modelado numericamente utilizando-se  $\alpha = 10^\circ$  e  $\beta = 0^\circ$ .

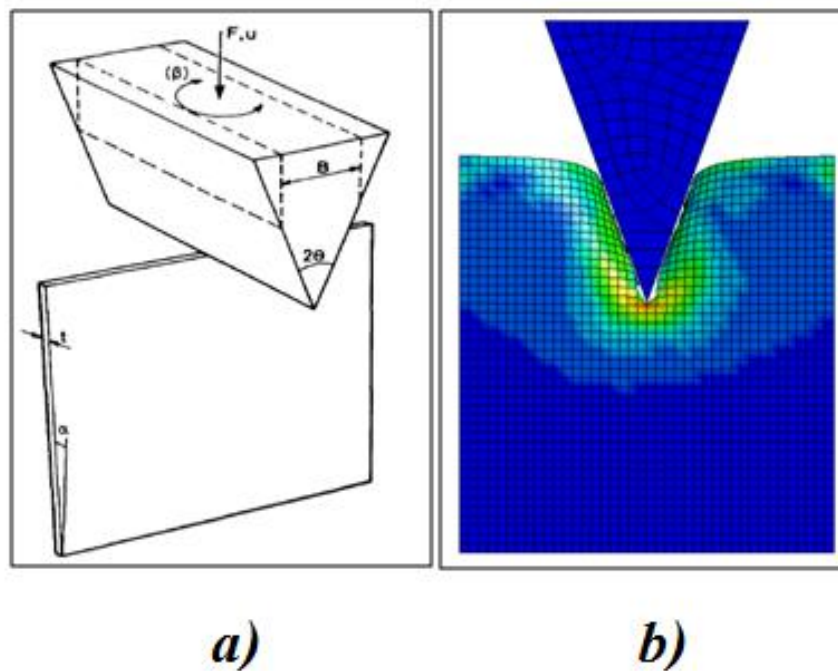


Figura 2.6: Teste experimental característico e representação numérica.

Na Figura 2.7 é mostrado o corte feito por uma cunha num teste experimental e os modos de deformação com as respectivas respostas da força de reação durante a penetração.

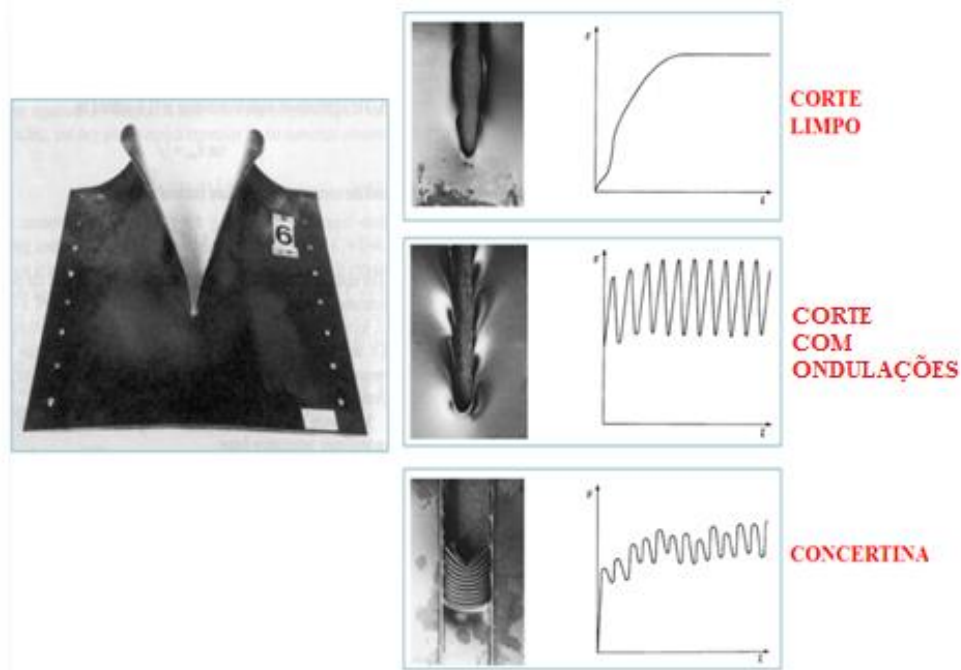


Figura 2.7: Modos de deformação no rasgamento numa placa.

### Estiramento e penetração

Zhang [2] considera uma esfera que colide (modelo quase estático) com uma placa, cuja formulação simplificada depende da geometria de ambos componentes, considerando apenas as tensões de membrana da placa. No caso de estiramento a placa é retangular (comprimento:  $2L$ , largura:  $B$ ), e a força para produzir este modo é dada em função destes parâmetros geométricos, da tensão de escoamento do material,  $\sigma_0$ , e do ângulo  $\alpha$ , mostrado na Figura 2.8 (a). Para pequenas alturas de massa ( $\Delta$ ) o seno de  $\alpha$  pode ser aproximado por  $\Delta/L$ . Para a penetração o modelo considerado é uma placa circular e a força para este dano é determinada em função da tensão de escoamento do material, da espessura da placa,  $t$ , do raio da esfera rígida,  $r$ , e do raio da placa  $R$ .

Estiramento:

$$F = 2\sigma_0 B t \text{sen}\alpha \approx 2\sigma_0 B t \frac{\Delta}{L} \quad (2.24)$$

Penetração:

$$F = \pi\sigma_0 t R \text{sen}\alpha \left(1 + \frac{r}{R} \text{sen}\alpha\right) \quad (2.25)$$

Na Figura 2.8 (b) mostra-se o modelo numérico do estiramento um instante antes da fratura do material para placa retangular (estiramento) e na Figura 2.8 (c) uma representação da penetração para placa retangular.

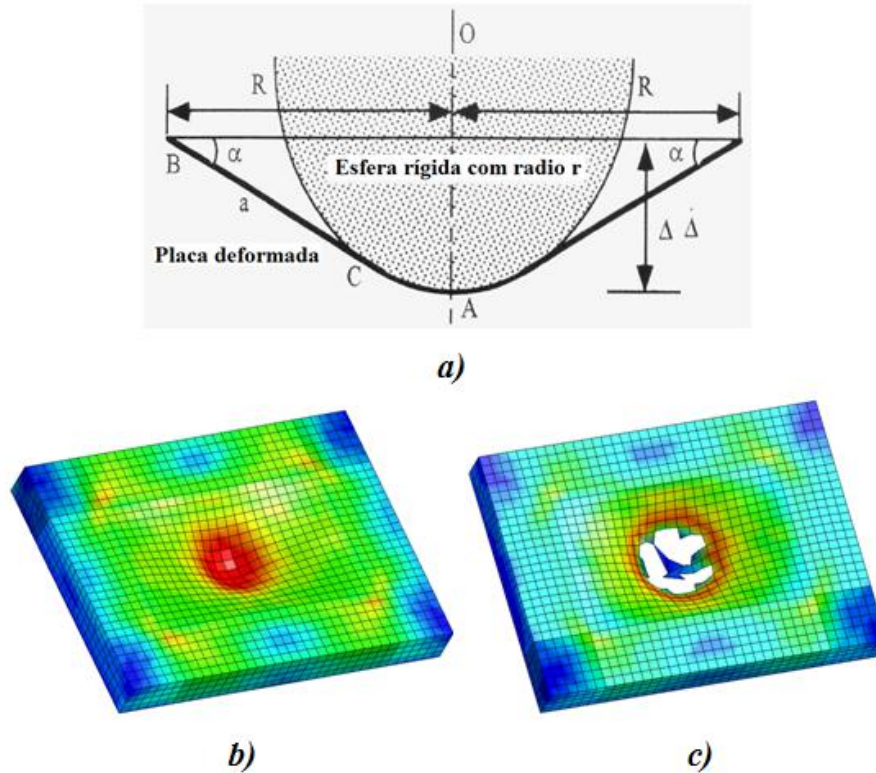


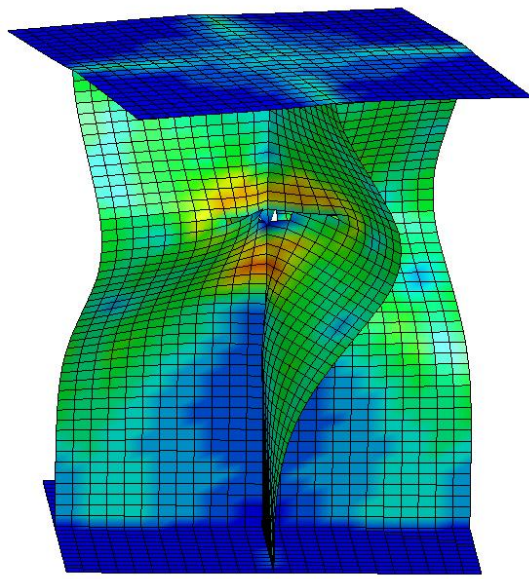
Figura 2.8: a) Modelo geométrico para o estiramento [2], b) Modelo numérico para o estiramento de uma placa retangular e c) Penetração de uma placa retangular no modelo numérico.

### Esmagamento

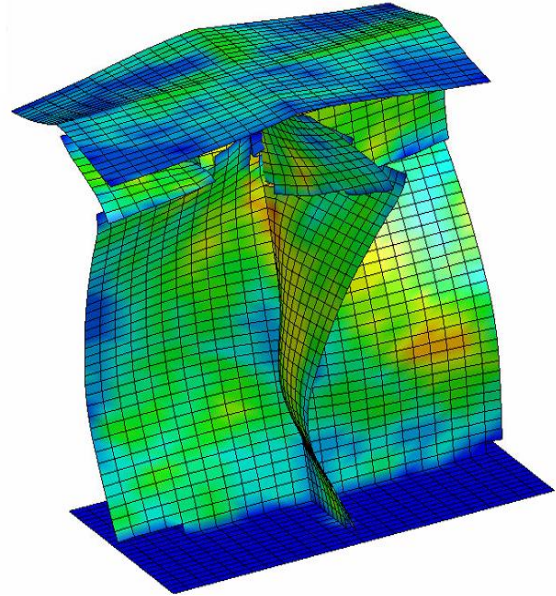
Segundo Yang e Caldwell [21] a força de esmagamento axial de uma estrutura cruciforme é dada por:

$$P_m = \sigma_0(1.571 \sum(bt^2) + 1.0 \sum(tH^2) + 0.5 \sum(t^2H)/(\gamma(2H))) \quad (2.26)$$

onde,  $\sigma_0$  é a tensão de escoamento,  $b$  e  $t$  são a largura e espessura da placa, respectivamente,  $2H$  é o comprimento das ondulações e  $\gamma$  é o fator de comprimento efetivo de esmagamento. Este modo de dano primeiro apresenta um flambagem global da alma, para depois a força de esmagamento ter um comportamento parecido ao modo de concertina. Na Figura 2.9 (a) mostra-se o comportamento com um modelo de elementos finitos próximo ao limite da perda de resistência, e na Figura 2.9 (b) o modelo mostrando o comportamento do dano após a perda de resistência.



*a)*



*b)*

Figura 2.9: Esmagamento axial do perfil tipo “+”.

## CAPÍTULO 3

# FORMULAÇÃO DA SIMULAÇÃO NUMÉRICA E SUB – ROTINA DO MATERIAL

Nas simulações numéricas realizadas neste trabalho foi utilizado o programa comercial de elementos finitos, LS-DYNA 971, 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 UMAT. Neste capítulo serão tratados os principais tópicos das teorias que definem o comportamento plástico de um material ao incorporar os critérios de fratura mencionados no capítulo 2, e que serão utilizadas nos modelos adotados na análise numérica de colisão e encalhamento.

### 3.1. Relações constitutivas

Uma ampla faixa de materiais elasto-plásticos, quando em pequenas deformações, podem se caracterizar pelas seguintes relações constitutivas desenvolvidas de forma geral, de acordo com a teoria de [25]. A convenção adotada para a forma tensorial no desenvolvimento das equações deste capítulo é: itálico e negrita,  $\mathbf{X} = X_{ij}$ ,  $i, j = 1, 2, 3$ .

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}} = \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^e + \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p \quad (3.1)$$

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{C} : \boldsymbol{\varepsilon}^e \quad (3.2)$$

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p = \dot{\gamma} \mathbf{r}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{q}) \quad (3.3)$$

$$\dot{q}_\alpha = \dot{\gamma} h_\alpha(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{q}) \quad (3.4)$$

Onde,  $C = C_{ijkl}$ , tensor de rigidez e,  $dx/dt = \dot{x}$ . Ademais,  $\boldsymbol{\sigma}$  e  $\mathbf{q}$  são o tensor de tensões de Cauchy e o conjunto de variáveis internas plásticas, respectivamente.

A deformação total é decomposta em uma componente elástica e uma componente plástica (equação (3.1)), a tensão total é governada pela equação (3.2) e o incremento plástico é obtido pelo parâmetro plástico  $\dot{\gamma}$  e a direção de fluxo plástico  $\mathbf{r}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{q})$  (equação (3.3)) representando um fluxo não associado,  $q_\alpha$ , são as variáveis internas plásticas e  $h_\alpha$  é o módulo plástico. Para a condição de carregamento é utilizada as relações de complementaridade, também conhecidas como relações de Kuhn-Tucker:

$$f(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{q}) \leq 0 \quad (3.5)$$

$$\dot{\gamma} \geq 0 \quad (3.6)$$

$$f\dot{\gamma} = 0 \quad (3.7)$$

sendo que  $f(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{q})$  significa a função de escoamento do material e a inequação (3.5) caracteriza o domínio elástico, onde a superfície de escoamento é assumida com forma convexa. Quando  $f < 0$ , então  $\dot{\gamma} = 0$ , o que significa comportamento elástico, para o comportamento plástico  $\dot{\gamma} > 0$ , e  $f = 0$ , para satisfazer a função de escoamento. Partindo da definição de Kuhn-Tucker, no processo de carregamento plástico é obtida a condição de consistência plástica como segue.

$$\dot{f} = \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \dot{\boldsymbol{\sigma}} + \frac{\partial f}{\partial q_\alpha} \dot{q}_\alpha = \boldsymbol{\eta} : \dot{\boldsymbol{\sigma}} + \xi_\alpha \dot{q}_\alpha = 0 \quad (3.8)$$

Que tem como efeito confinar a trajetória das tensões na superfície de escoamento, na equação (3.8) adota-se a seguinte notação.

$$\boldsymbol{\eta}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{q}) = \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \quad (3.9)$$

$$\xi_\alpha(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{q}) = \frac{\partial f}{\partial q_\alpha} \quad (3.10)$$

Nota-se que  $\boldsymbol{\eta}$  e  $\xi_\alpha$  são normais à superfície de escoamento no campo de tensões e de variáveis internas plásticas. Na plasticidade associada aqui adotada, identificando-se:

$$\mathbf{r} = \boldsymbol{\eta} \quad (3.11)$$

$$h_\alpha = \xi_\alpha \quad (3.12)$$

as equações (3.11) e (3.12) estabelecem taxas de deformação plásticas normais à superfície de escoamento, sendo por isto conhecida como lei da normalização.

### 3.2. Algoritmos de integração para plasticidade independente da taxa de deformação

Os algoritmos para plasticidade independente da taxa de deformação são obtidos ao integrar as equações (3.1) a (3.4), para estas relações o comportamento plástico é definido mediante algoritmos de mapeamento de retorno como: método de projeção de ponto mais próximo e método de plano de corte, mas como as equações a partir de aqui são dadas em forma incremental é redefinido as condições de carregamento de Kuhn-Tucker, como são mostradas em [26] (equação (3.13) a (3.15)).

$$f(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{q}) \leq 0 \quad (3.13)$$

$$\Delta\gamma \geq 0 \quad (3.14)$$

$$\Delta\gamma f(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{q}) = 0 \quad (3.15)$$

As equações apresentadas para estes dois métodos são dadas quando o incremento do parâmetro plástico  $\Delta\gamma > 0$ .

#### Método da projeção de ponto mais próximo (*Closest Point Projection*)

O método considera um resíduo de fluxo plástico para garantir que a função de escoamento no passo atual “n+1” seja igual à zero. Este resíduo plástico é formulado segundo o Euler implícito, e as iterações tem em consideração que a deformação total é fixa, a implementação deste esquema é descrito abaixo:

- Define-se o resíduo de fluxo plástico  $\mathbf{R}_{n+1}$  e a condição de escoamento.

$$\mathbf{R}_{n+1} = -\boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}^p + \boldsymbol{\varepsilon}_n^p + \Delta\gamma \partial_{\boldsymbol{\sigma}} f_{n+1} \quad (3.16)$$

$$f_{n+1} = f(\boldsymbol{\sigma}_{n+1}) = 0 \quad (3.17)$$

- As equações são linearizadas pela fórmula de Newton. A linearização de uma função  $N(x) = 0$  com  $x^{(0)} = 0$  e na iteração “k” é escrito como:

$$N^{(k)} + \left(\frac{dN}{dx}\right)^{(k)} \Delta x^{(k)} = 0 \quad (3.18)$$

E como o ponto  $\boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}$  é fixo durante o mapeamento de retorno a seguinte relação é obtida:

$$\Delta \boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}^{p(k)} = -\mathbf{C}^{-1} : \Delta \boldsymbol{\sigma}_{n+1}^{(k)} \quad (3.19)$$

- Os valores de  $\Delta^2 \gamma_{n+1}^{(k)}$  e  $\Delta \boldsymbol{\sigma}_{n+1}^{p(k)}$  são obtidos da equação depois de linearizadas.

$$\Delta^2 \gamma_{n+1}^{(k)} = \frac{f_{n+1}^{(k)} - \mathbf{R}_{n+1}^{(k)} : \boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}^{(k)} : \partial_{\boldsymbol{\sigma}} f_{n+1}^{(k)}}{\partial_{\boldsymbol{\sigma}} f_{n+1}^{(k)} : \boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}^{(k)} : \partial_{\boldsymbol{\sigma}} f_{n+1}^{(k)}} \quad (3.20)$$

$$\Delta \boldsymbol{\sigma}_{n+1}^{p(k)} = \boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}^{(k)} : \left[ -\mathbf{R}_{n+1}^{(k)} - \Delta^2 \gamma_{n+1}^{(k)} \partial_{\boldsymbol{\sigma}} f_{n+1}^{(k)} \right] \quad (3.21)$$

$$\boldsymbol{\varepsilon} = [\mathbf{C}^{-1} + \Delta \lambda \partial_{\boldsymbol{\sigma}}^2 f]$$

- Atualização da deformação plástica  $\boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}^{p(k)}$  e do parâmetro consistente  $\Delta \lambda_{n+1}^{(k)}$

$$\boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}^{p(k+1)} = \boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}^{p(k)} + \Delta \boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}^{p(k)}$$

$$\Delta \gamma_{n+1}^{(k+1)} = \Delta \gamma_{n+1}^{(k)} + \Delta^2 \gamma_{n+1}^{(k)} \quad (3.22)$$

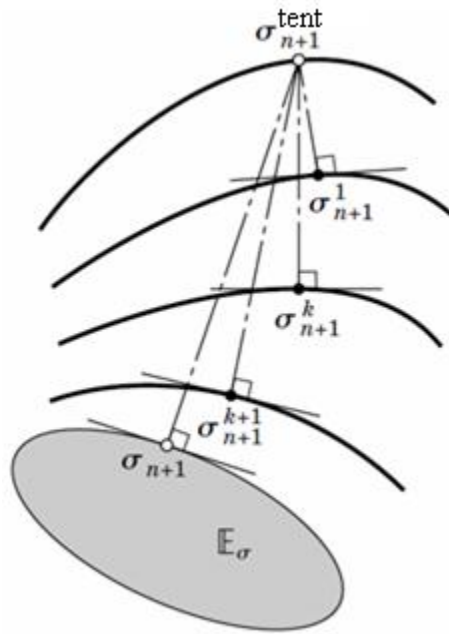


Figura 3.1: Representação do método projeção ponto mais próximo para o modelo perfeitamente plástico [26].

### Método do plano de corte (*Cutting Plane*)

O método de plano de corte integra primeiro as equações elásticas a partir da tensão no passo anterior para obter a tensão de tentativa para o passo atual,  $\sigma_{n+1}^{tent}$ , (preditor elástico) utilizando um processo de integração de Euler explícito. A partir da tensão de tentativa são feitas iterações mediante um corretor e em cada iteração a função de escoamento é verificada (vide figura 3.2), este procedimento é descrito a seguir:

- O carregamento plástico é tal que a função de escoamento de tentativa,  $f_{n+1}^{tent}$ , é maior a zero e por consequência  $\Delta\gamma > 0$ . É utilizada uma integração de mapeamento de retorno com um intervalo de integração  $\Delta^2\gamma$ .

$$\sigma_{n+1} = \sigma_{n+1}^{tent} - C:\Delta\epsilon_{n+1}^p \quad (3.23)$$

$$\sigma_{n+1}^{tent} = \sigma_n + C:\Delta\epsilon_n \quad (3.24)$$

- Das relações constitutivas e da linearização da função de escoamento na iteração k, podemos escrever:

$$\begin{aligned} \Delta\sigma_{n+1}^{(k)} &= -C:\Delta\epsilon_{n+1}^{p(k)} \\ \Delta\epsilon_{n+1}^{p(k)} &= \Delta\gamma_{n+1}^{(k)} \partial_\sigma f_{n+1}^{(k)} \end{aligned} \quad (3.25)$$

Temos:

$$f_{n+1}^{(k+1)} = f_{n+1}^{(k)} + \partial_\sigma f_{n+1}^{(k)}:\Delta\sigma_{n+1}^{(k)} \quad (3.26)$$

E como  $f_{n+1}^{(k+1)} = 0$ ,

$$\Delta\gamma_{n+1}^{(k)} = \frac{f_{n+1}^{(k)}}{\partial_\sigma f_{n+1}^{(k)}:D:\partial_\sigma f_{n+1}^{(k)}} \quad (3.27)$$

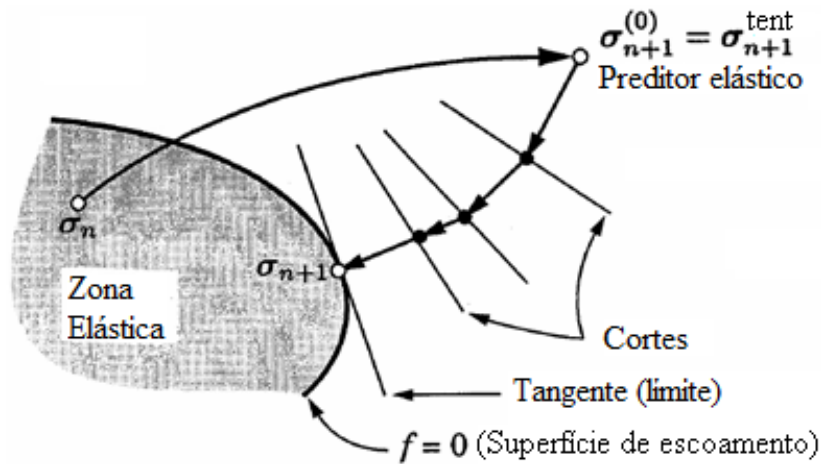


Figura 3.2: Representação do método de plano de corte para o modelo perfeitamente plástico [26].

### 3.3. Modelo de material definido pelo usuário (UMAT)

Na representação do comportamento da estrutura o modelo do material é fundamental, porque de acordo com as diversas simplificações são obtidas representações físicas corretas ou aproximadas, podendo-se representar um modelo como corpo rígido ou como elasto-plástico segundo a análise, ou em outros casos a representação de uma característica específica não disponível que pode ser incorporada pelo usuário, por exemplo, acrescentando um novo critério de fratura ou representando um comportamento não-linear para um material visco-elástico.

No seguinte ponto são desenvolvidas as equações fundamentais e as características apresentadas inseridas no UMAT para um elemento tipo casca, pelo qual primeiro é desenvolvido de forma geral as relações constitutivas mediante o método de plano de corte e logo é representado o estado plano de tensões para este caso particular. Também são incorporados os critérios de fratura a partir de um diagrama de fluxo, as considerações necessárias para os pontos de integração através da espessura [27] e por último é apresentada uma correlação numérica do solver do LS-DYNA 971 com o critério de máxima deformação (MD) para o modelo de Ehlers [11] para distintos refinamentos de malha.

#### 3.3.1. Estado de tentativa elástico

É considerado como um estado auxiliar, que pode ou não corresponder ao estado atual, e é obtido por um fluxo plástico livre, como é definido nas seguintes equações.

$$\boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}^e = \boldsymbol{\varepsilon}_n^e + \Delta\boldsymbol{\varepsilon}_n^e \quad (3.28)$$

$$\boldsymbol{\sigma}_{n+1}^{tent} = \mathbf{C} : \boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}^e \quad (3.29)$$

Com a equação (3.28) e considerando lei de Hooke generalizada, escrita em função do coeficiente de cisalhamento,  $G$ , e da constante de Lamé,  $\lambda$ , a equação (3.29) pode ser escrita como:

$$\boldsymbol{\sigma}_{n+1}^{tent} = \boldsymbol{\sigma}_n + 2G(\Delta\boldsymbol{\varepsilon}_n) + \lambda(\Delta\boldsymbol{\varepsilon}_n : \mathbf{I})\mathbf{I} \quad (3.30)$$

onde foi assumido que  $\Delta\boldsymbol{\varepsilon}_n = \Delta\boldsymbol{\varepsilon}_n^e$ ,  $\boldsymbol{\sigma}_n = 2G\boldsymbol{\varepsilon}_n + \lambda(\boldsymbol{\varepsilon}_n : \mathbf{I})\mathbf{I}$  e  $\mathbf{I}$  é o tensor unitário.

### Condição de escoamento

Uma vez que o estado de tentativa é calculado pela equação 3.30 são considerados os seguintes casos:

Caso I:

$$f_{n+1}^{tent} \leq 0 \quad (3.31)$$

$$\boldsymbol{\sigma}_{n+1} = \boldsymbol{\sigma}_{n+1}^{tent} \quad (3.32)$$

Assim, o estado de prova é feito a solução do problema para o caso I.

Caso II:

$$\begin{aligned} f_{n+1}^{tent} > 0 &\Leftrightarrow f(\boldsymbol{\sigma}_{n+1}, \mathbf{q}_{n+1}) = 0, e \\ \Delta\gamma &> 0 \end{aligned} \quad (3.33)$$

O objetivo é determinar os valores de  $\{\boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}^p, \boldsymbol{\sigma}_{n+1}, \Delta\gamma\}$  e satisfazer a forma incremental das equações de Kuhn-Tucker (equações (3.13) a (3.15)).

#### 3.3.2. Corretor plástico

O corretor plástico é dado para o caso II ( $f_{n+1}^{tent} > 0$ ), onde para obter o valor da tensão atual é feito uma correção da tensão de tentativa, o componente corretor recebe o nome de corretor plástico, o qual depende da taxa de deformação plástica. O desenvolvimento para obter a tensão atual neste caso mostra-se à continuação.

Primeiro é definida a tensão atual mediante a equação (3.34) como:

$$\boldsymbol{\sigma}_{n+1} = D : \boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}^e \quad (3.34)$$

considerando o mesmo procedimento para obter a equação (3.30) a partir da equação (3.34), obtemos a equação (3.35).

$$\boldsymbol{\sigma}_{n+1} = 2G(\boldsymbol{\varepsilon}_n^e + \Delta\boldsymbol{\varepsilon}_n^e) + \lambda((\boldsymbol{\varepsilon}_n^e + \Delta\boldsymbol{\varepsilon}_n^e) : I)I \quad (3.35)$$

Inserindo as seguintes relações  $\Delta\boldsymbol{\varepsilon}_n^e = \Delta\boldsymbol{\varepsilon}_n - \Delta\boldsymbol{\varepsilon}_n^p$  e  $\Delta\boldsymbol{\varepsilon}_n^p : I = 0$ , desenvolvemos a equação (3.35).

$$\begin{aligned}\boldsymbol{\sigma}_{n+1} &= 2G\boldsymbol{\varepsilon}_n^e + \lambda(\boldsymbol{\varepsilon}_n^e : I)I + 2G(\Delta\boldsymbol{\varepsilon}_n - \Delta\boldsymbol{\varepsilon}_n^p) + \lambda((\Delta\boldsymbol{\varepsilon}_n - \Delta\boldsymbol{\varepsilon}_n^p) : I)I \\ &= 2G(\boldsymbol{\varepsilon}_n^e + \Delta\boldsymbol{\varepsilon}_n) + \lambda((\boldsymbol{\varepsilon}_n^e + \Delta\boldsymbol{\varepsilon}_n) : I)I - 2G\Delta\boldsymbol{\varepsilon}_n^p\end{aligned}$$

Agrupando está última equação em função do  $\boldsymbol{\sigma}_{n+1}^{tent}$ , apresentado na equação (3.30), a formulação é:

$$\boldsymbol{\sigma}_{n+1} = \boldsymbol{\sigma}_{n+1}^{tent} - 2G\Delta\boldsymbol{\varepsilon}_n^p \quad (3.36)$$

Definimos a tensão de tentativa desviadora como,

$$\boldsymbol{s}_{n+1}^{tent} = \boldsymbol{\sigma}_{n+1}^{tent} - K((\boldsymbol{\varepsilon}_n^e + \Delta\boldsymbol{\varepsilon}_n) : I)I \quad (3.37)$$

e junto com a relação volumétrica em forma tensorial, descrita na equação (3.38),

$$\boldsymbol{\sigma}_{n+1} : I = 3K(\boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}^e : I) \quad (3.38)$$

inserimos na equação (3.36) e obtemos a equação (3.40), que define a relação entre a tensão de tentativa desviadora e a tensão desviadora.

$$\begin{aligned}\boldsymbol{s}_{n+1} + \frac{1}{3}(\boldsymbol{\sigma}_{n+1} : I)I &= \boldsymbol{\sigma}_{n+1}^{tent} - 2G\Delta\boldsymbol{\varepsilon}_n^p \\ \boldsymbol{s}_{n+1} + 2G\Delta\boldsymbol{\varepsilon}_n^p &= \boldsymbol{\sigma}_{n+1}^{tent} - \frac{1}{3}(\boldsymbol{\sigma}_{n+1} : I)I \\ \boldsymbol{s}_{n+1} + 2G\Delta\boldsymbol{\varepsilon}_n^p &= \boldsymbol{s}_{n+1}^{tent}\end{aligned} \quad (3.40)$$

Considerando o von Mises para o incremento plástico e a tensão equivalente  $\bar{\sigma}$ ,

$$\Delta\boldsymbol{\varepsilon}_n^p = \frac{3}{2}\Delta\gamma \frac{\boldsymbol{s}_{n+1}}{\bar{\sigma}_{n+1}} \quad (3.41)$$

redefinimos a equação (3.40), e fazendo algumas operações algébricas a partir da equação (3.42) obtemos a equação (3.43).

$$\boldsymbol{s}_{n+1} \left(1 + \frac{3G\Delta\gamma}{\sigma_{e,n+1}}\right) = \boldsymbol{s}_{n+1}^{tent} \quad (3.42)$$

$$\bar{\sigma}_{n+1} \left(1 + \frac{3G\Delta\gamma}{\bar{\sigma}_{n+1}}\right) = \bar{\sigma}_{n+1}^{tent}$$

$$\bar{\sigma}_{n+1} + 3G\Delta\gamma = \bar{\sigma}_{n+1}^{tent}$$

$$\bar{\sigma}_{n+1} = \bar{\sigma}_{n+1}^{tent} - 3G\Delta\gamma \quad (3.43)$$

A equação (3.43) define a relação da tensão equivalente e a tensão de tentativa equivalente.

Da condição de escoamento  $f(\boldsymbol{\sigma}_{n+1}, \mathbf{q}_{n+1}) = 0$ , e definindo a variável plástica de acordo com a equação (3.44),

$$q_{n+1} = q(\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_{n+1}^p) \quad (3.44)$$

o incremento plástico equivalente segundo von Mises,

$$\Delta \bar{\boldsymbol{\varepsilon}}^p = \sqrt{\frac{2}{3} \Delta \boldsymbol{\varepsilon}^p : \Delta \boldsymbol{\varepsilon}^p} \quad (3.45)$$

e considerando um encruamento linear plástico, definido pela equação (3.44),

$$q(\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}^p) = \sigma_0 + H \bar{\boldsymbol{\varepsilon}}^p \quad (3.46)$$

onde  $\sigma_0$  e  $H$  são a tensão de escoamento e o módulo plástico, respectivamente. Inserindo estas definições na equação da função de escoamento, apresentado na equação (3.47),

$$f(\boldsymbol{\sigma}_{n+1}, \mathbf{q}_{n+1}) = \bar{\sigma}_{n+1} - q(\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_{n+1}^p) \quad (3.47)$$

obtemos o parâmetro plástico  $\Delta \gamma$ , equação (3.48), por considerar que  $\Delta \bar{\boldsymbol{\varepsilon}}^p = \Delta \gamma$ .

$$\Delta \gamma = \frac{\bar{\sigma}_{n+1}^{tent} - (\sigma_0 + H \bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_n^p)}{3G + H} \quad (3.48)$$

Por último, na equação (3.36) atualizamos o tensor de tensões, equação (3.49).

$$\boldsymbol{\sigma}_{n+1} = \boldsymbol{\sigma}_{n+1}^{tent} - 3G \frac{\mathbf{s}_{n+1}^{tent}}{\bar{\sigma}_{n+1}^{tent}} \left( \frac{\bar{\sigma}_{n+1}^{tent} - (\sigma_0 + H \bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_n^p)}{3G + H} \right) \quad (3.49)$$

### 3.3.3. Estado plano de tensões

As análises numéricas foram feitas com um elemento casca que considera o efeito da espessura do material através de pontos de integração. Para este elemento o valor da tensão normal,  $\sigma_{33}$ , em cada ponto de integração deve-se garantir que seja igual a zero, devido a que a taxa de Jaumann atualiza primeiro o tensor de tensões para a configuração global do elemento, depois é dada a avaliação das relações constitutivas, as tensões e os incrementos de deformação nesta configuração, estes valores são levados

para a coordenada laminar (onde são avaliados cada ponto de integração) pelo qual esta sentença tem que cumprir-se [27]. As equações desenvolvidas anteriormente são aplicadas para cada ponto de integração e cumprem a seguinte descrição.

No caso do estado de tentativa elástica (equação (3.30)) o incremento de deformação normal é obtido como:

$$\Delta\varepsilon_{33} = -\frac{\sigma_{33} + \lambda(\Delta\varepsilon_{11} + \Delta\varepsilon_{22})}{\lambda + 2G} \quad (3.50)$$

onde  $\Delta\varepsilon_{11}$  e  $\Delta\varepsilon_{22}$  são os incrementos de deformação no plano do elemento.

Para o estado plástico, o incremento de deformação normal é obtido através de uma iteração secante que utiliza a equação (3.49) desenvolvida para a componente  $\sigma_{33}$  (equação (3.51)) para obter as tensões  $\sigma_{33}^i$  na iteração  $i$ .

$$\sigma_{33}^i = \sigma_{33}^{tent} - 3G \frac{s_{33}^{tent}}{\bar{\sigma}^{tent}} \left( \frac{\bar{\sigma}^{tent} - (\sigma_0 + H\bar{\varepsilon}^p)}{3G + H} \right) \quad (3.51)$$

A formulação da iteração secante para  $\Delta\varepsilon_{33}^{i+1}$ :

$$\Delta\varepsilon_{33}^{i+1} = \Delta\varepsilon_{33}^i - \frac{\Delta\varepsilon_{33}^i - \Delta\varepsilon_{33}^{i-1}}{\sigma_{33}^i - \sigma_{33}^{i-1}} \sigma_{33}^i \quad (3.52)$$

onde  $i - 1$ ,  $i$  e  $i + 1$  são as iterações em um instante anterior, atual e posterior, respectivamente.

Na equação (3.52) o incremento de deformação normal anterior é obtido da equação (3.50) e o incremento de deformação normal atual de acordo a um incremento puramente plástico (equação (3.53)) [28], isto é dado para a primeira iteração ( $i = 1$ ).

$$\Delta\varepsilon_{33}^i = -(\Delta\varepsilon_{11} - \Delta\varepsilon_{22}) \quad (3.53)$$

As iterações continuam até cumprir o critério de convergência [], definido da seguinte forma:

$$\frac{|\Delta\varepsilon_{33}^i - \Delta\varepsilon_{33}^{i-1}|}{|\Delta\varepsilon_{33}^{i+1}|} < 10^{-6} \quad (3.54)$$

Sim o critério é satisfeito o  $\Delta\varepsilon_{33}^{i+1}$  é o valor desejado, no caso contrário ( $i > 1$ ) os incrementos de deformação são atualizados de acordo à

$$\Delta\varepsilon_{33}^{i-1} = \Delta\varepsilon_{33}^i \quad (3.55)$$

$$\Delta\varepsilon_{33}^i = \Delta\varepsilon_{33}^{i+1} \quad (3.56)$$

### 3.3.4. Incorporação dos critérios de fratura no UMAT

O UMAT desenvolvido além de considerar o comportamento elásto-plástico prediz a fratura, que no caso da análise de elementos finitos é observado quando o elemento desaparece, está incorporação é feita de acordo a um valor de deformação efetiva, uma razão de triaxialidade, o um conjunto de parâmetros do material que são considerados como valores limites. Estes valores limites são obtidos pelas formulações do capítulo 2 e são incorporadas ao UMAT, para um melhor entendimento o diagrama de fluxo (figura 3.3) esquematiza o funcionamento dos critérios de fratura. No início (passo de tempo “T”) é selecionado o tipo de critério (TCRI) utilizado (os valores para este parâmetro são dados no Apêndice D), depois é avaliado o valor de COND de acordo a equação (3.57).

$$COND = M(T) - N(TCRI, T) \quad (3.57)$$

Onde  $COND$ ,  $M$  e  $N$  são o valor lógico, valor avaliado “W” pelo UMAT (W: valor de deformação efetiva, razão de triaxialidade, parâmetros do material entre outros) para o passo de tempo “T”, valor avaliado “W” pelo critério de fratura para o passo de tempo “T”, respectivamente. Para  $COND > 0$ , a fratura acontece quando todos os pontos de integração (FRAC) através da espessura são alcançados e o elemento falho (desaparece), no caso que faltasse algum ponto de integração só é declarado que o tensor de tensões é zero para o passo de tempo “T”, e o elemento não falho. Para  $COND < 0$ , a fratura não acontece.

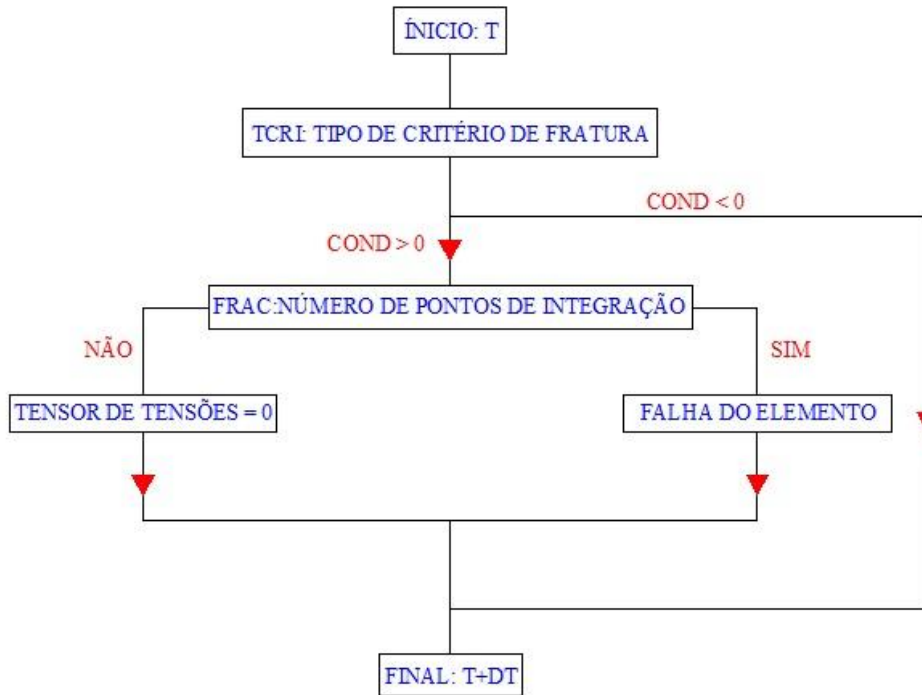


Figura 3.3: Diagrama de fluxo para incorporação dos critérios de fratura no UMAT.

### 3.3.5. Pontos de integração através da espessura

No item anterior é enunciado que “a fratura acontece quando todos os pontos de integração são alcançados”, para poder entender esta declaração é obtido os valores de deformação plástica pelo UMAT ( $M(T)$ ) e o valor de deformação efetiva pelo critério de fratura de máxima deformação ( $N(TCRI, T)$ ) quando é considerado o modelo em elementos finitos de Ehlers [11] (figura 3.4), e mostra-se que em cada componente estrutural (placa e reforço) o valor de deformação plástica calculado pelo UMAT aumenta até um valor limite calculado pelo critério de fratura que neste caso é constante, depois o valor de deformação plástica para o ponto de integração é constante e a fratura acontece quando todos estes pontos alcançam o valor limite, a diferença é a propagação da fratura através da espessura que para a placa é 2-3-1-4-5.e para o reforço é 2-5-3-4-1, onde o elemento considera 5 pontos de integração para este exemplo.

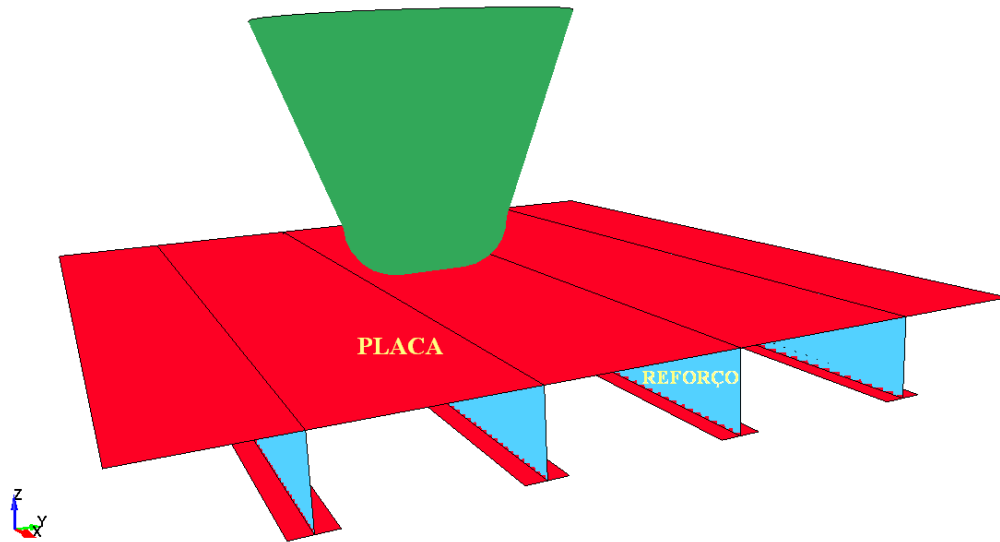


Figura 3.4: Modelo de Ehlers para um painel reforçado

Também é feito uma correlação da deformação plástica para a placa (figura 3.5) e para o reforço (figura 3.6) do solver do LS-DYNA 971 (curvas coloridas) e o UMAT (curvas pretas).

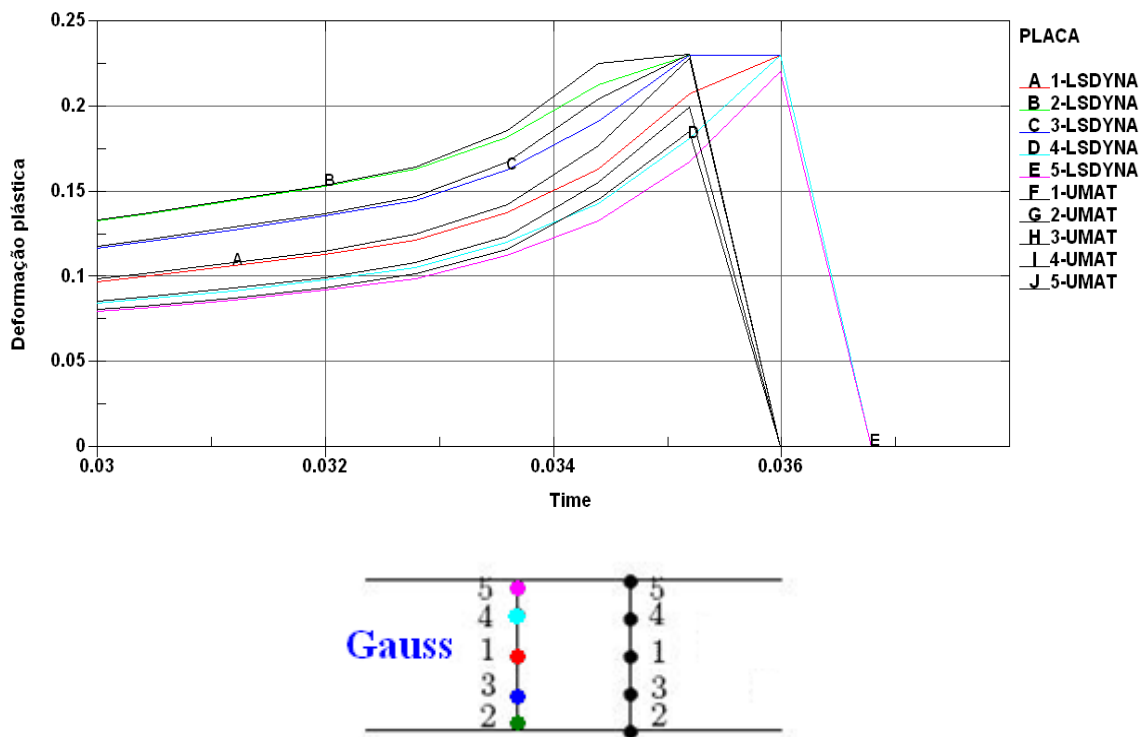


Figura 3.5: Condição de fratura para cinco pontos de integração, a fratura acontece na ordem numérico 2-3-1-4-5.

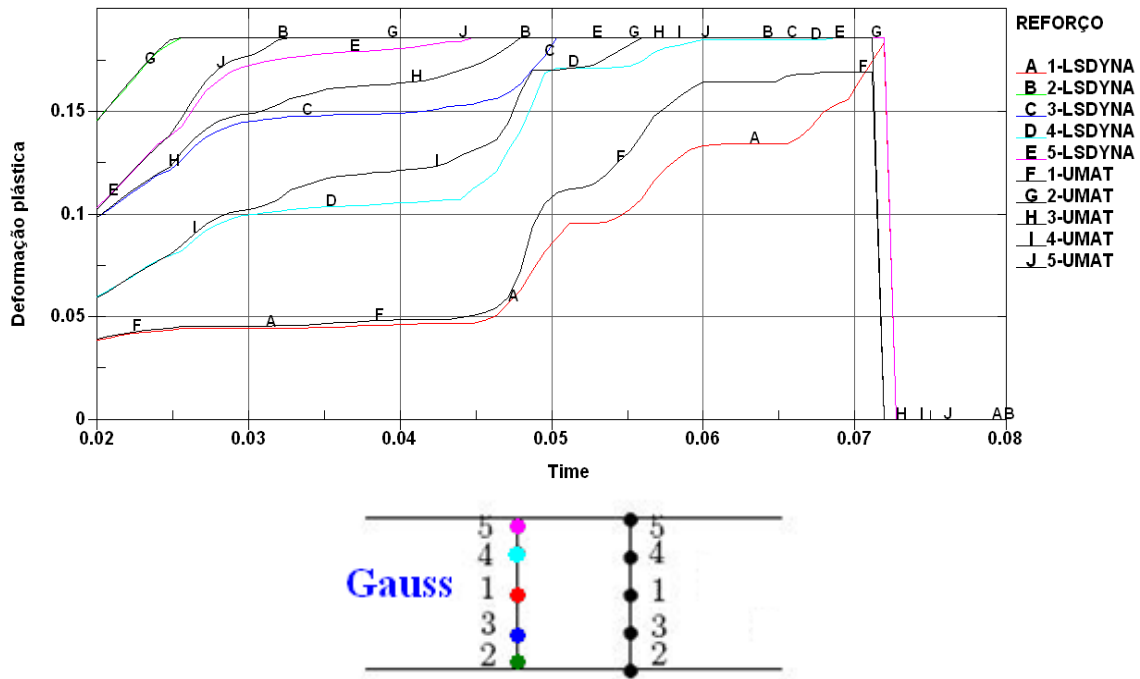


Figura 3.6: Condição de fratura para cinco pontos de integração, a fratura acontece na ordem numérico 2-5-3-4-1.

### 3.3.6. Correlação do UMAT e o solver do LS-DYNA 971

Nas figuras 3.8, 3.9 e 3.10 mostra-se a correlação numérica do UMAT com o solver LS-DYNA 971 ao comparar os resultados da força de penetração que é desenvolvida segundo o modelo geométrico de Ehlers [11] (vide figura 3.4) e considerando o critério de máxima deformação para os refinamentos de malha de 100, 50 e 25 mm.

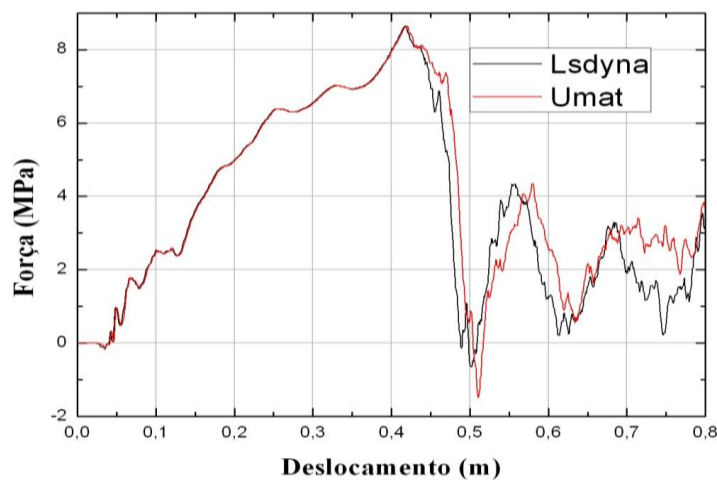


Figura 3.7: Comparação da sub-rotina UMAT e o solver do LS-DYNA 971 para um refinamento de 100 mm.

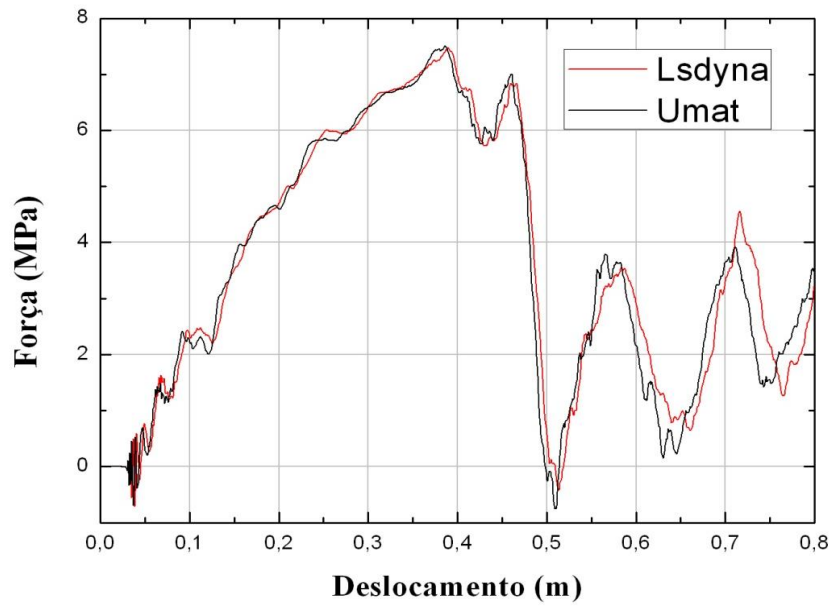


Figura 3.8: Comparação da sub-rotina UMAT e o solver do LS-DYNA 971 para um refinamento de 50 mm.

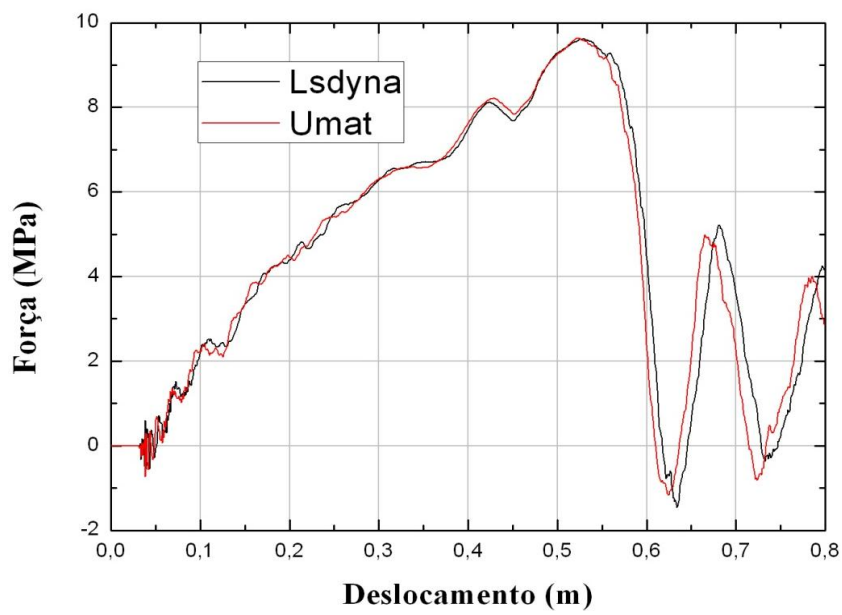


Figura 3.9: Comparação da sub-rotina UMAT e o solver do LS-DYNA 971 para um refinamento de 25 mm.

### 3.4. Controle do passo de tempo

Para uma análise explícita o passo de tempo é calculado pelo critério de Courant-Friedrichs-Lewy (CFL), onde o passo de tempo é o menor tempo requerido que uma onda física demora ao passar através de um elemento e é selecionado como o mínimo passo estável de qualquer elemento finito deformável na malha do modelo. Em LS-DYNA 971, é possível controlar a escala do passo de tempo ao multiplicá-lo por um fator “ $\alpha$ ” que por default é 0,9.

Critério de CFL:

$$\Delta t_e = \frac{l_c}{c} \quad (3.58)$$

Onde  $l_c$  é o comprimento característico do elemento e “ $c$ ” é a velocidade da onda. Na figura 3.5 é dado um valor de  $\beta$  para cada elemento, que na equação (3.59) é utilizado com um fator para obter o comprimento característico para elementos tipo casca.

$$l_c = \frac{(1 + \beta)A}{\max(l_1, l_2, l_3, (1 - \beta)l_4)} \quad (3.59)$$

Na equação “ $A$ ” é a área do elemento e  $l_i$  ( $i = 1, \dots, 4$ ) é o comprimento do lado do elemento.

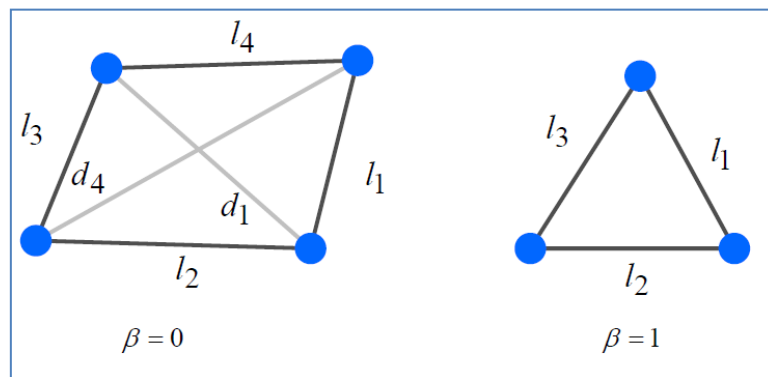


Figura 3.10: Valores do fator  $\beta$  para um elemento de três e quatro nós.

E a velocidade de onda é dada como:

$$c = \sqrt{\frac{E}{\rho(1 - \nu^2)}} \quad (3.60)$$

$E$ ,  $\rho$ , e  $\nu$  são o módulo de Young, a densidade e coeficiente de Poisson para o material, respectivamente. E por último é selecionado o menor tempo de passo para a seguinte iteração, como é representado na equação (3.61).

$$\Delta t_{n+1} = \alpha \cdot \min\{\Delta t_1, \Delta t_2, \Delta t_3, \dots, \Delta t_M\} \quad (3.61)$$

### 3.5. Massa escalonada (*scaling mass*)

O efeito da massa escalonada ajuda a incrementar o passo de tempo sem alterar a precisão da análise, fazendo que o passo de tempo calculado diminua. Para isto, a velocidade da onda é mais lenta e o passo de tempo é incrementado. No LS-DYNA 971, tem-se a massa escalonada convencional ou a massa escala seletiva.

Para a massa escalada convencional o fator de passo de tempo (DT2MS) pode ser maior ou menor que zero, no caso de  $DT2MS < 0$ , a massa é acrescentada só para valores de massa que são menores que  $|DT2MS|$  (figura 3.6) até o valor de  $|DT2MS|$ . Assim, inconvenientes neste caso são quando as forças de inércia artificial influenciam em todas as frequências incluindo os modos de corpo rígido, gerando soluções não físicas. Para isto, sugere-se que sejam utilizados cuidadosamente e controlados por meio da energia de deformação e os valores de energia zero (*hourglassing*) que são obtidos pelo LS-DYNA 971 através dos arquivos MATSUM e GLSTAT [27], respectivamente. Na figura 3.6 é representada a massa escalonada (acrescentar) para  $DT2MS < 0$ .

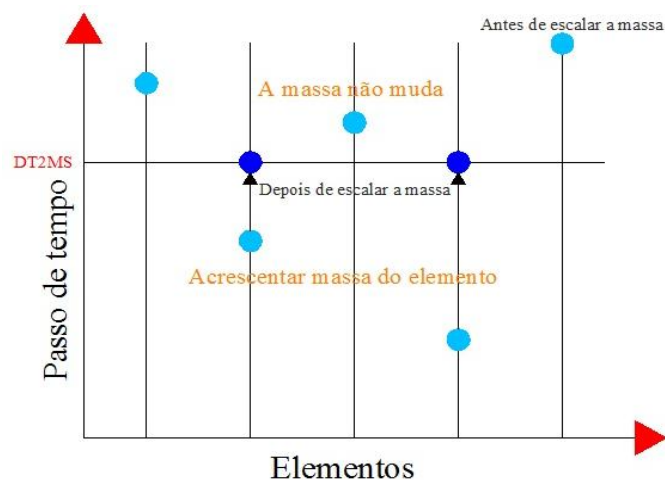


Figura 3.11: Representação do processo de massa escalada para o  $DT2MS < 0$ .

No entanto, um valor  $DT2MS > 0$  remove a massa dos elementos de baixas frequências e diminui o passo de tempo, e aumenta a massa dos elementos de alta frequência incrementando o passo de tempo, e todos os elementos trabalham com um o valor de passo de tempo  $|DT2MS|$  (vide a figura 3.7) [27].

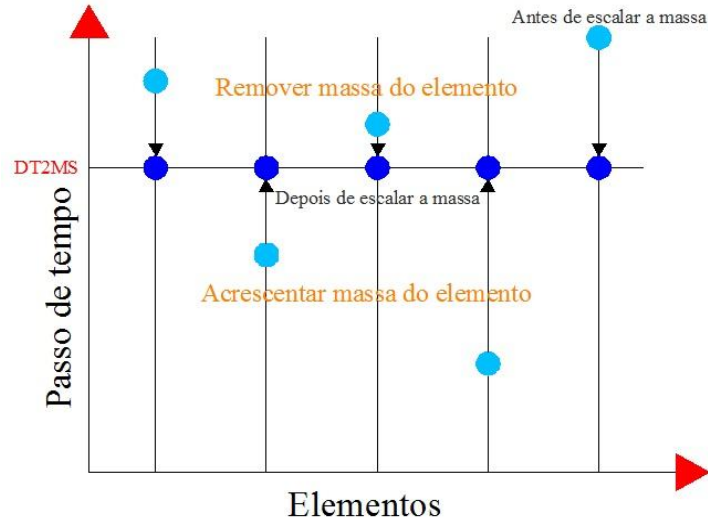


Figura 3.12: Representação do processo de massa escalada para o  $DT2MS > 0$ .

Por outra parte a massa escalada seletiva escala só as altas frequências e não as baixas frequências. Assim, uma maior massa artificial pode se acrescentar ao sistema sem alterar a solução global, este é invocado no LS-DYNA 971 com o comando IMSCL em uma só parte ou em múltiplas partes do modelo.

Ademais, o valor da massa escalada é limitado no primeiro passo de tempo, isto através do comando MS1ST, fazendo constante ( $MS1ST=0$ ) ou variável ( $MS1ST=1$ ) o valor do passo de tempo, mostra-se na figura 3.8 o valor de MS1ST por default é zero.

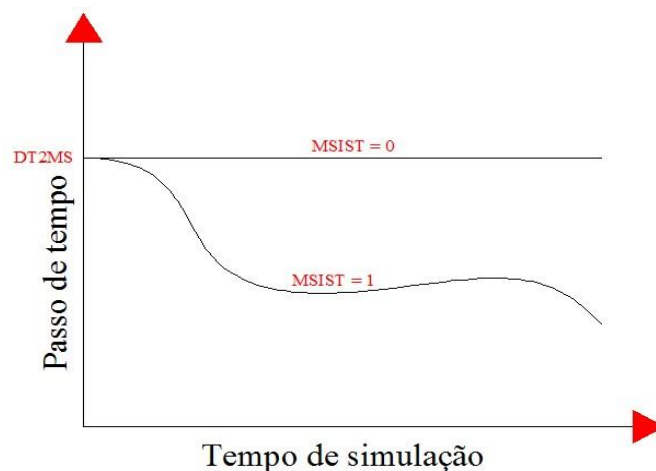


Figura 3.13: Passo de tempo.

### 3.6. Curva de sensibilidade

A curva de sensibilidade é obtida mediante uma análise numérica de elementos finitos de um ensaio de tração para os materiais cujas propriedades são apresentadas na tabela 3.2, este ensaio foi segundo a norma ASTM E 8M para obter a geometria do corpo de prova (figura 3.14), as dimensões com a respectiva descrição são especificadas na tabela 3.1.

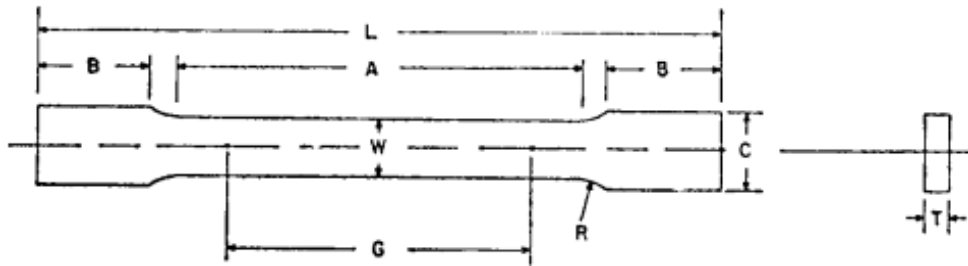


Figura 3.14: Geometria do corpo de prova segundo ASTM.

A análise numérica é controlando o deslocamento de um extremo do corpo de prova e engastando o outro extremo. Deste ensaio é obtida a deformação plástica no início da estrição para uma espessura do material igual ao comprimento característico do elemento, e este valor segundo a equação de Ehlers [11] é a deformação efetiva de fratura definida no capítulo 2.

Tabela 3.1: Dimensões do corpo de prova em mm.

GEOMETRIA DO CORPO DE PROVA			
	Descrição	Corpo de prova1	Corpo de prova2
<b>A</b>	Comprimento da seção reduzida	82,20	270,25
<b>B</b>	Comprimento da seção de aderência	50,00	75,000
<b>C</b>	Largura da seção de aderência	20,00	50,000
<b>L</b>	Comprimento	200,0	450,00
<b>W</b>	Largura	12,70	40,200
<b>G</b>	Comprimento de medição	50,00	200,00
<b>R</b>	Raio	12,50	25,000
<b>T</b>	Espessura	Do material	Do material

As espessuras para o corpo de prova1 foi de 2,8 e 3 mm e o corpo de prova2 de 10 mm. A tabela 3.2 mostra os resultados das análises numéricas para o valor de deformação efetiva de fratura,  $\epsilon_n$ , considerando as características da curva do material representado por a tensão de escoamento,  $\sigma_o$ , o módulo de elasticidade,  $E$ , o índice de encruamento,  $n$ , e o parâmetro constante do material,  $C$ .

Tabela 3.2: Parâmetros da curva de sensibilidade e características do material.

<b>Item</b>	$\sigma_o$ (MPa)	$E$ (GPa)	$n$	$C$ (MPa)	$\epsilon_n$	$t$ (mm)	$l_e$ (mm)
<b>ASIS</b>	284,0	206,0	0,205	730	0,67000	20,0	20,0
<b>SSML</b>	245,3	197,7	0,221	590	0,60482	2,80	2,80
<b>NSWC</b>	283,0	210,0	0,240	600	0,68702	3,00	3,00
<b>DH A36</b>	324,0	210,0	0,186	900	0,61706	10,0	10,0

## CAPÍTULO 4

# CORRELAÇÃO NUMÉRICO - EXPERIMENTAL

Neste capítulo é estudado o comportamento dos critérios de fratura (mencionados no capítulo 2) ao variar o tamanho de malha, o tipo de critério e um determinado cenário de abalroamento. A análise é feita para identificar os parâmetros necessários que caracterizam estes acidentes através de uma correlação numérico – experimental de três modelos de abalroamento. Destes modelos, os dois primeiros representam um cenário de colisão e no último modelo é mostrado um cenário de encalhamento. Na parte numérica é utilizada a sob-rotina UMAT com parâmetros de entrada (densidade, tipo de critério, curva do material, entre outros) especificados no Apêndice I. Os gráficos da força de penetração e da energia de deformação no impacto das análises numéricas são conjugados com as curvas experimentais de três laboratórios: ASIS (*Association for Structural Improvement of the Shipbuilding Industry*), SSML (*Ship Structural Mechanics Laboratory*) e o NSWC (*Naval Surface Warfare Center*).

### 4.1. Modelo de painel reforçado

Durante o período de 1997 e 1998, uma série de quatro experimentos de colisão em escala real foi realizada na Holanda pelo TNO (*the Dutch institute for applied physical research*) e conduzidos pela ASIS. Estes testes tinham como objetivo a validação de técnicas de análise numérica, provando novos conceitos estruturais e o entendimento de aspectos como: efeito de escala e, ruptura do material, dentre outros. Além disso, os resultados dos testes experimentais foram usados para avaliar os diferentes critérios de fratura.

A configuração geral do experimento consiste em um navio de 800 toneladas (navio agredido) e um navio de 1400 toneladas (navio agressor) em uma colisão de 90° e a colisão acontece no costado do navio para três diferentes arranjos, estes são: um painel reforçado, um painel tipo sandwich e um casco duplo convencional. Destes três casos, é analisado o painel reforçado para os critérios de máxima deformação (MD), Germanischer Lloyd (GL), Peschmann (PES), Race-Tracey e Cockcroft-Latham (RTCL), segundo o trabalho de Ehlers [11]. Além destes critérios também foi utilizado o critério de máxima deformação que inclui o efeito da variação do tamanho de malha (MDS).

### Geometria do painel reforçado

A geometria do navio agressor é simplificada considerando-se apenas o bulbo do navio, e na figura 4.1 é mostrada sua representação com as respectivas medidas. Para o navio agredido a geometria é representada por uma porção do costado do navio de casco simples na zona de impacto, e observa-se a particularidade da colisão não acontecer no centro geométrico do painel, vide a figura 4.2.

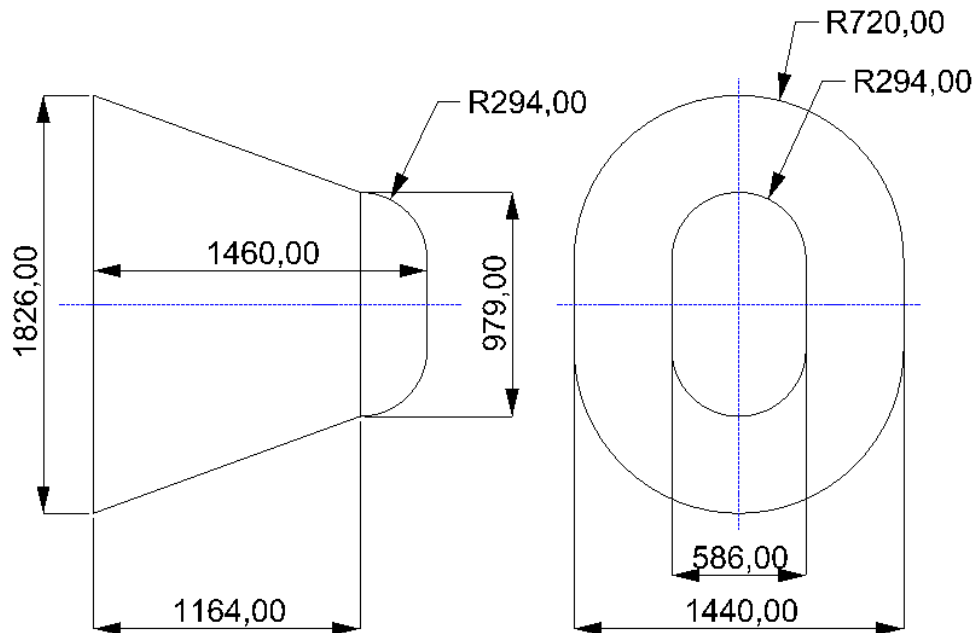


Figura 4.1: Geometria do bulbo do navio agressor (medidas em milímetros).

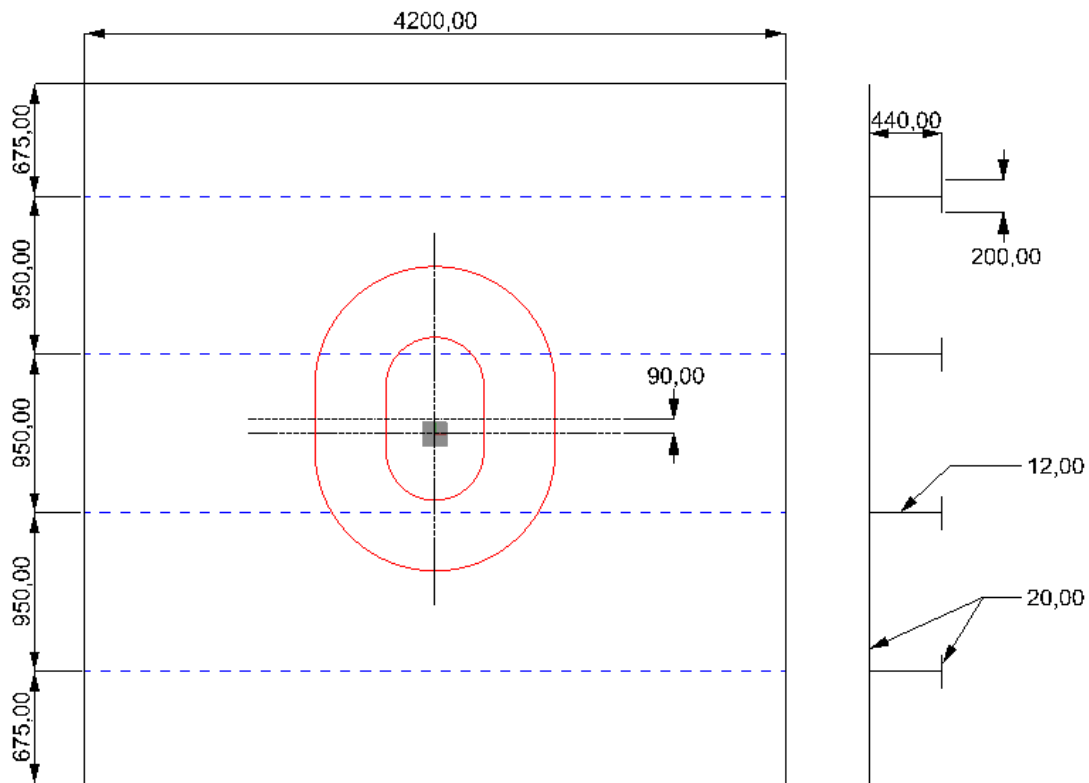


Figura 4.2: Representação do painel reforçado e a posição do bulbo (medidas em milímetros).

### Modelo numérico do painel reforçado

O modelo numérico utiliza um material rígido para o bulbo e um material de usuário que considera os critérios de fratura (capítulo 3) para o painel reforçado através do UMAT, empregando-se três refinamentos de malha (100, 50 e 25 mm). Na tabela 4.1 são mostrados os valores da deformação efetiva de fratura para a placa e os reforços para cada critério de fratura e malha.

Tabela 4.1: Valores dos critérios de fratura para a placa e para os reforços para três tamanhos de malha (mm).

	Placa - t = 20 mm			Reforços - t = 12 mm		
	Malha 100	Malha 50	Malha 25	Malha 100	Malha 50	Malha 25
<b>MD</b>	0,21	0,21	0,21	0,21	0,21	0,21
<b>GL</b>	0,164	0,272	0,488	0,1208	0,1856	0,3152
<b>PES</b>	0,21	0,34	0,6	0,196	0,292	0,484
<b>RTCL</b>	0,298	0,391	0,577	0,2608	0,3166	0,4282
<b>MDS</b>	0,298	0,391	0,577	0,2608	0,3166	0,4282

Observa-se, que os valores da tabela 4.1 para o critério MD são fixos e os outros são valores médios, pois os valores mudam de acordo com a redução da espessura e com o refinamento da malha como foi apresentado no capítulo 2. Também, o valor da deformação efetiva de fratura para o critério RTCL e MDS são iguais, mas a diferença é que o valor de deformação efetiva de fratura no critério RTCL é igual ao parâmetro de dano (D) e no critério de MDS é igual à deformação plástica equivalente. Para representar o comportamento do material é utilizado uma curva exponencial com valores de “ $n = 0,205$ ” e “ $C = 730 \text{ MPa}$ ”.

Uma representação do modelo numérico mostra-se na figura 4.3 com uma malha de 50 mm, as distintas cores identificam uma determinada espessura, por exemplo, as cores verde, azul e vermelha têm espessuras de 5, 12 e 20 mm, respectivamente.

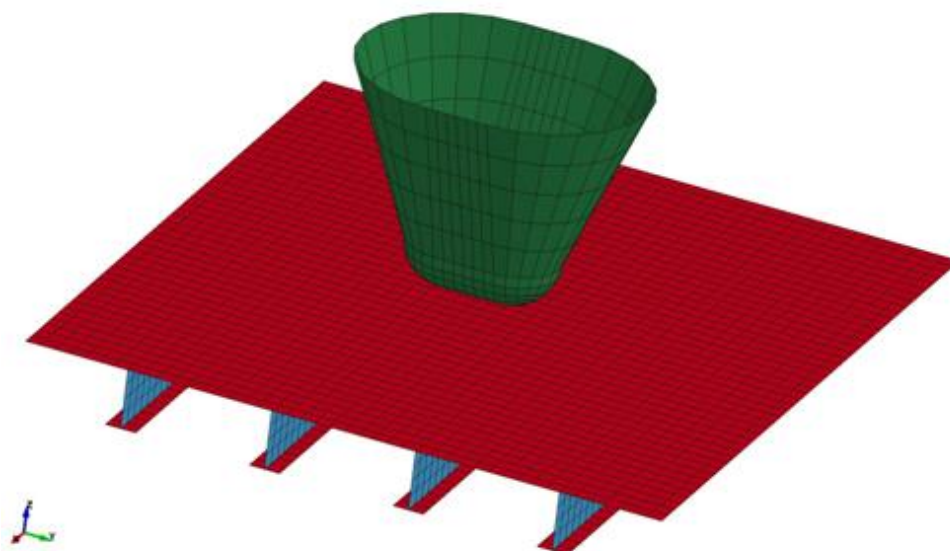


Figura 4.3: Malha do modelo em LS-DYNA 971.

No modelo numérico os bordos do painel são engastados, o bulbo tem uma velocidade de 10 m/s na direção Z e, para as superfícies é utilizada um contacto automático com um coeficiente de atrito de 0,3. Para o elemento é utilizado três pontos de integração (SHELL 163), que utiliza uma formulação de Belytschko-Tsay. O arquivo de entrada para o programa LS-DYNA 971 é apresentado no Apêndice I.

## Resultados

Os resultados são apresentados em duas partes, na primeira parte as figuras mostram a força de penetração e a energia de deformação. No trabalho de Ehlers [11] é apresentada a curva experimental da força de penetração, a qual foi correlacionada com as soluções numéricas obtidas para cada critério de fratura, como é mostrado nas figuras 4.4 a 4.6.

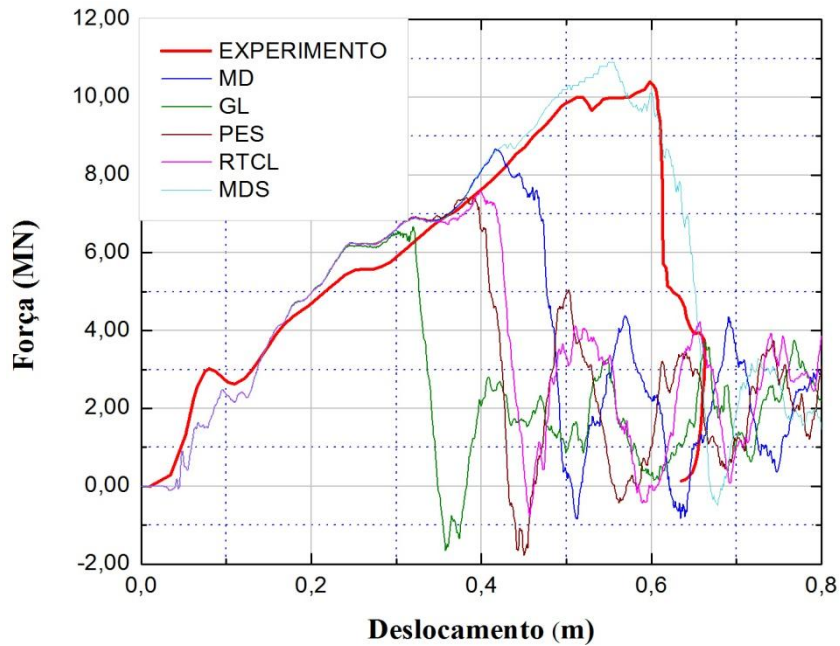


Figura 4.4: Força – deslocamento para a malha de 100 mm.

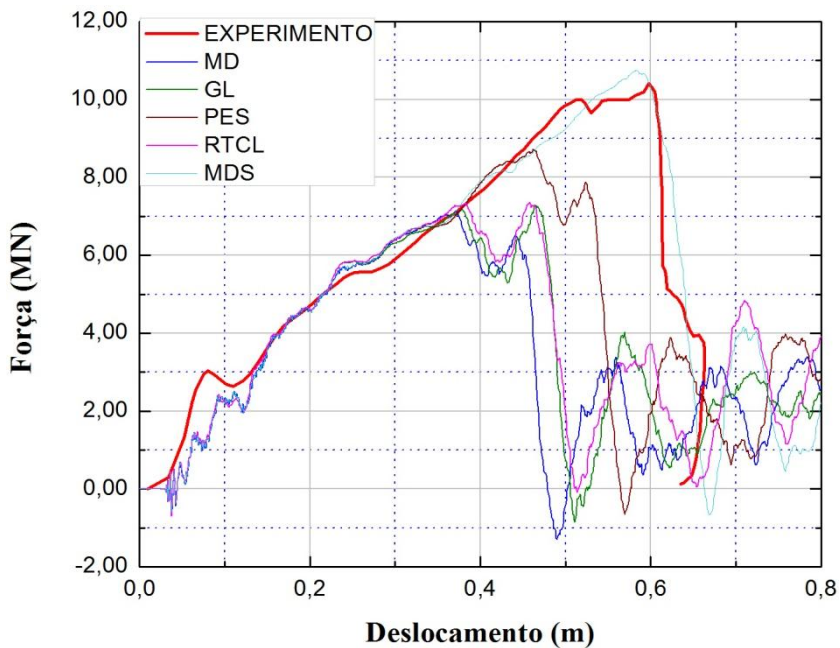


Figura 4.5: Força – deslocamento para a malha de 50 mm.

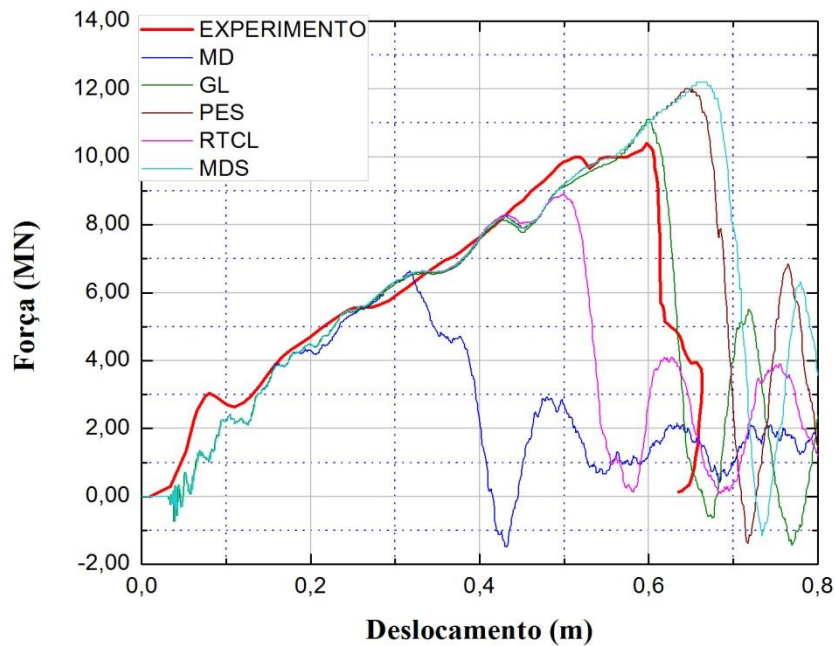


Figura 4.6: Força – deslocamento para a malha de 25 mm.

Das figuras 4.4 a 4.6 observa-se que os comportamentos para todos os critérios são aproximadamente iguais até o decaimento, que identifica a ruptura da placa do painel, depois o comportamento é muito irregular.

A energia de deformação é mostrada na figura 4.7 até 4.9 para as malhas de 100 mm, 50 mm e 25 mm, respectivamente.

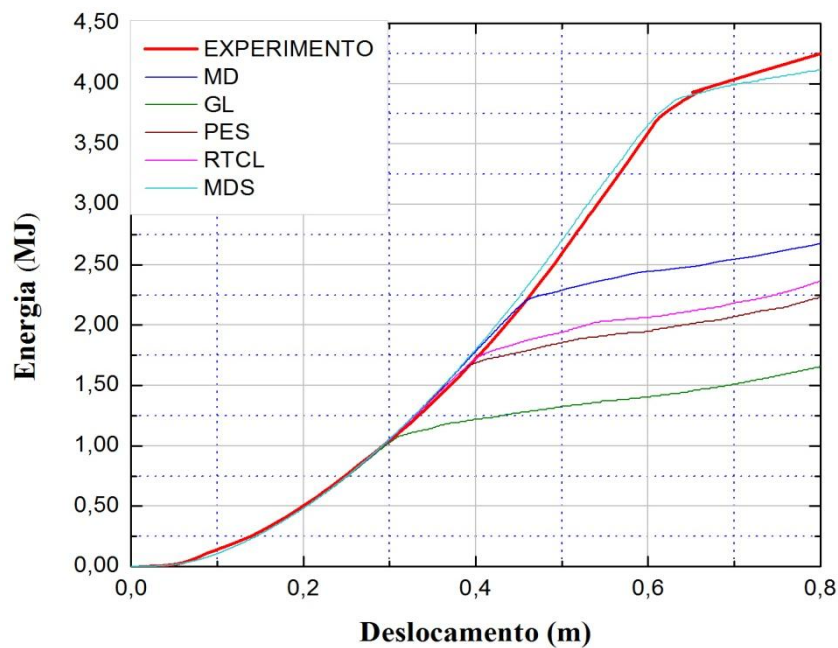


Figura 4.7: Energia – deslocamento para a malha de 100 mm.

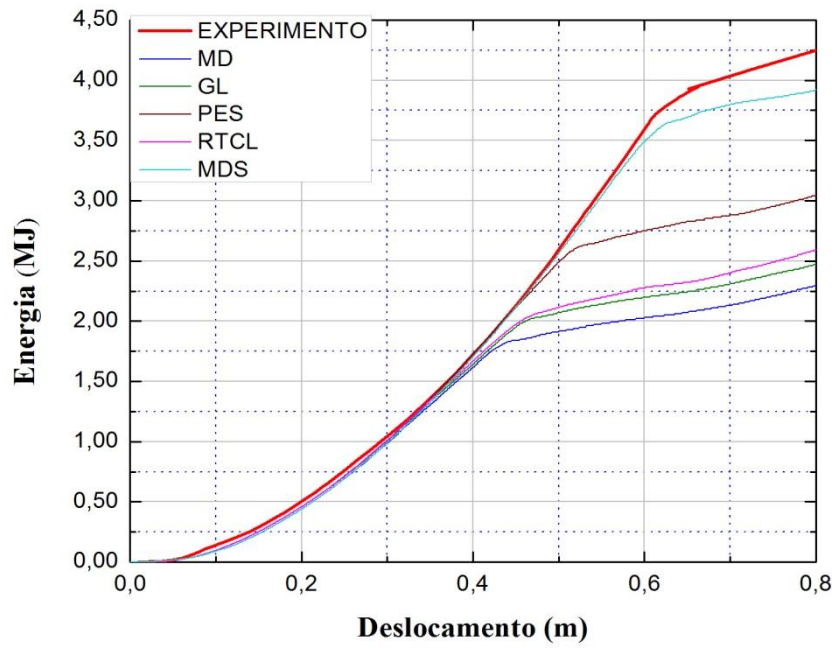


Figura 4.8: Energia – deslocamento para a malha de 50 mm.

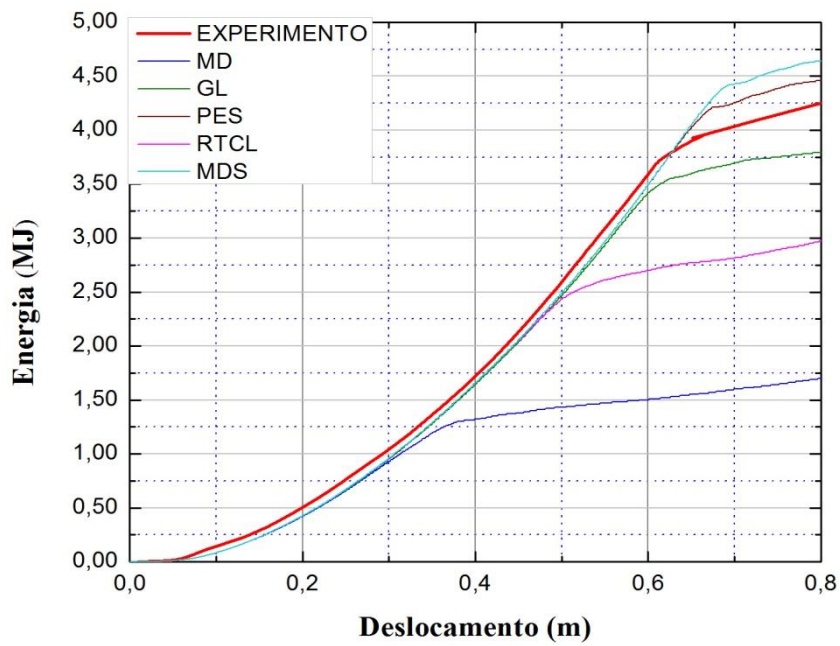


Figura 4.9: Energia – deslocamento para a malha de 25 mm.

A segunda parte mostra o critério de MDS (figura 4.10) para cada malha analisada, onde são apresentados resultados da força de penetração mais próximos do experimental.

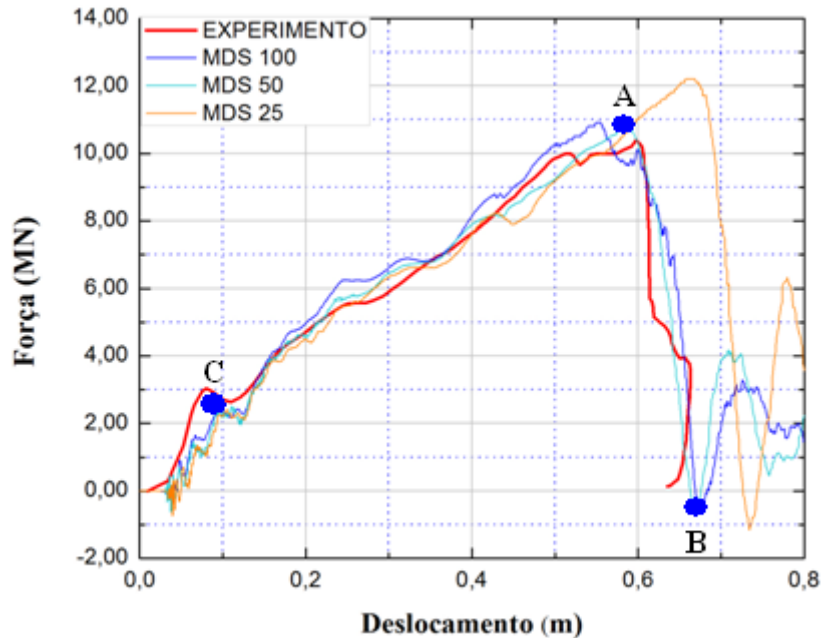


Figura 4.10: Força – deslocamento para o critério de máxima deformação com sensibilidade de malha (MDS) para cada tamanho de malha analisada.

Na figura 4.10 são identificados três pontos de cor azul, o ponto A, início de ruptura da placa do painel, o ponto B, parte final da análise experimental e início do comportamento irregular e o ponto C, ruptura do enrijecedor da placa. As figuras 4.11 e 4.12 mostram as tensões de von Mises, para os pontos “A” e “C” para uma malha de 50 mm com o critério de MDS.

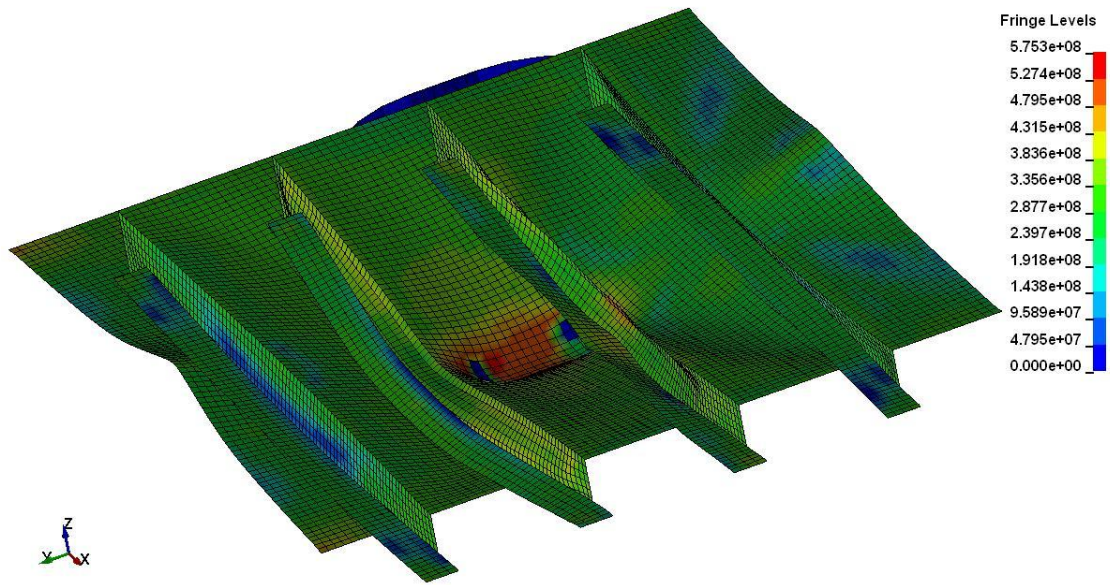


Figura 4.11: Von Mises para o critério MDS com uma malha de 50 mm

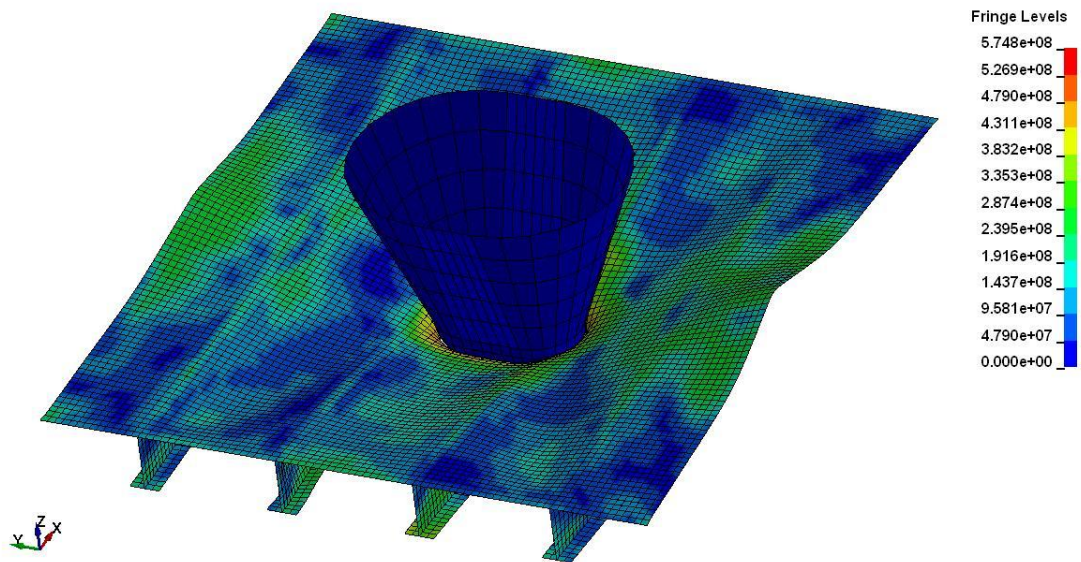


Figura 4.12: Von Mises para o critério MDS com uma malha de 50 mm

## 4.2. Modelo de um painel de costado duplo

O *Ship and Offshore Structural Mechanics Laboratory (SSML)* da faculdade de Arquitetura Naval e Engenharia Oceânica da Universidade Nacional de Pusan, Coréia do Sul, desenvolve métodos para análise e projeto estrutural de sistemas marinhos, o qual tem a área de Engenharia de Impacto (Mecânica da colisão e de encalhamento). Neste contexto se estudam os diversos cenários de colisão ou encalhamento de navios a partir de modelos experimentais em escala para avaliar seus modelos numéricos [29]. Um destes modelos experimentais é um painel de costado duplo que colide com uma cunha até que a cunha possa penetrar o painel, a velocidade utilizada é muito pequena (análise quase estática) e para este teste são feitos dois casos de análise, os quais são: ST-OW (ST: aço e OW: nos reforçadores) e ST-BW (ST: aço e BW: entre os reforçadores).

Para este modelos são estudados os critérios de máxima deformação (MD), Germanischer Lloyd (GL), Race-Tracey e Cockcroft-Latham (RTCL), T de fratura (TF) e o critério de máxima deformação com sensibilidade de malha (MDS). Utiliza-se para estes modelos três refinamentos de malhas, para 42, 28 e 14 mm.

### Geometria do painel e cunha

A geometria do painel utilizado no teste experimental é descrita na tabela 4.2, que representa o costado de um navio, e a cunha em forma de cone idealiza o bulbo.

Tabela 4.2: Dimensões do modelo do painel de costado duplo.

Modelo	Espaço entre reforçadores B (mm)	Espessura t (mm)	Espaçamento do painel de costado H (mm)	Observação
ST - 3 - BW	282	2,8	350	Entre reforçadores
ST - 3 - OW	235	2,8	350	Nos reforçadores

Para o experimento são feitos dois painéis, um painel para o abalroamento entre reforçadores e outro painel para o abalroamento no reforçador (interseção), vide a figura 4.13.

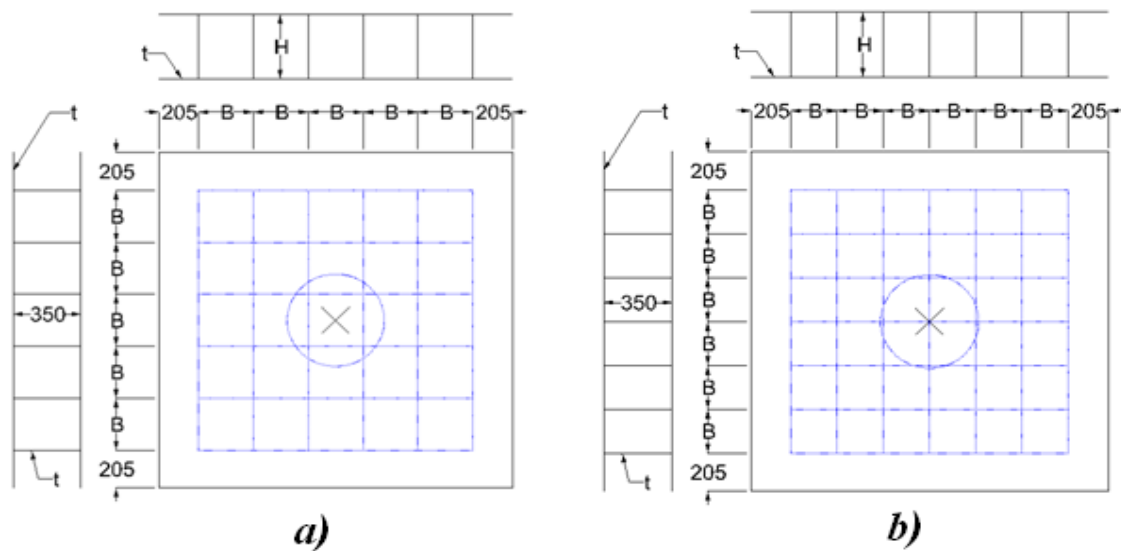


Figura 4.13: a) Painel ST – 3 – BW, b) Painel ST – 3 – OW.

A geometria da cunha é cônica com forma esférica na ponta. No teste experimental a cunha é um corpo maciço, mas para a análise numérica o corpo é simulado como uma casca rígida, figura 4.14.

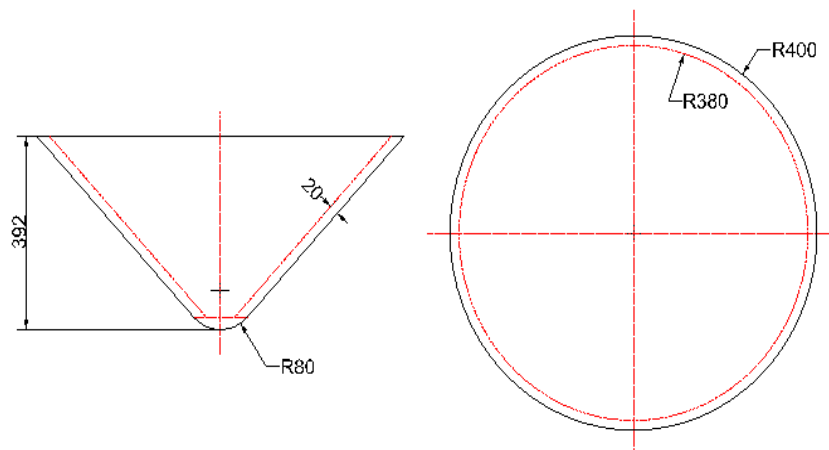


Figura 4.14: Cunha tipo casca de forma cônica.

### Modelo numérico

O modelo numérico foi desenvolvido no software ANSYS 12.0 e considera os seguintes itens:

- O tipo de elemento é SHELL 163 [26] que tem quatro nós com 6 graus de liberdade por nó.
- As espessuras do painel e da cunha têm um valor de 2,8 mm e são modeladas com elementos tipo casca.

- Os modelos para o comportamento do material são:
  - Material de usuário que considera os critérios de fratura (UMAT) para o painel.
  - Corpo rígido para a cunha.
- O valor médio da deformação efetiva para cada critério de fratura de acordo com o refinamento da malha, é mostrado na tabela 4.3.
- A velocidade da cunha é 0,13 mm/s (análise quase estática) e considera um valor de atrito de 0,3.
- As condições de contorno para o painel são de engastamento nos bordos (figura 4.15), e as condições de contorno para a cunha são de movimento na direção Z (figura 4.15).

Tabela 4.3: Valores da deformação efetiva para três refinamentos de malha e para cada critério de fratura.

<b>Placa e reforço - t = 2,8 mm</b>			
	<b>Malha 42</b>	<b>Malha 28</b>	<b>Malha 14</b>
<b>MD</b>	0,375	0,375	0,375
<b>GL</b>	0,092	0,110	0,164
<b>RTCL</b>	0,247	0,259	0,298
<b>TF</b>	Tv = 0,226 e Td = 0,68	Tv = 0,226 e Td = 0,68	Tv = 0,226 e Td = 0,68
<b>MDS</b>	0,247	0,259	0,298

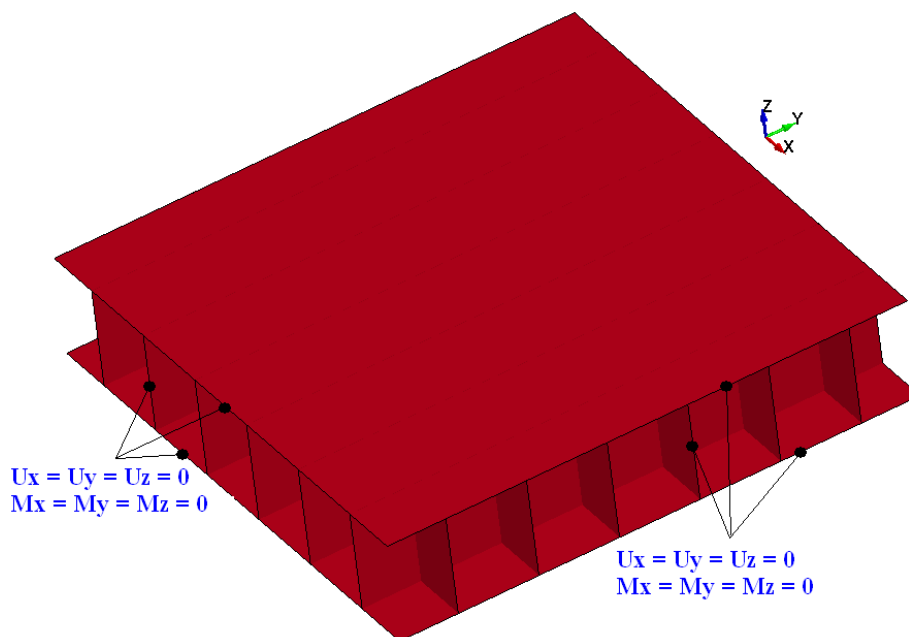


Figura 4.15: Condições de contorno para os costados do painel.

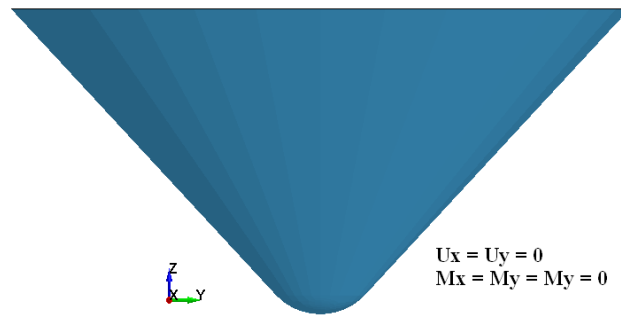


Figura 4.16: Cunha tipo casca de forma cônica.

Na figura 4.17 mostra-se o modelo numérico do painel com a cunha com as características mencionadas anteriormente para uma malha de 25 mm.

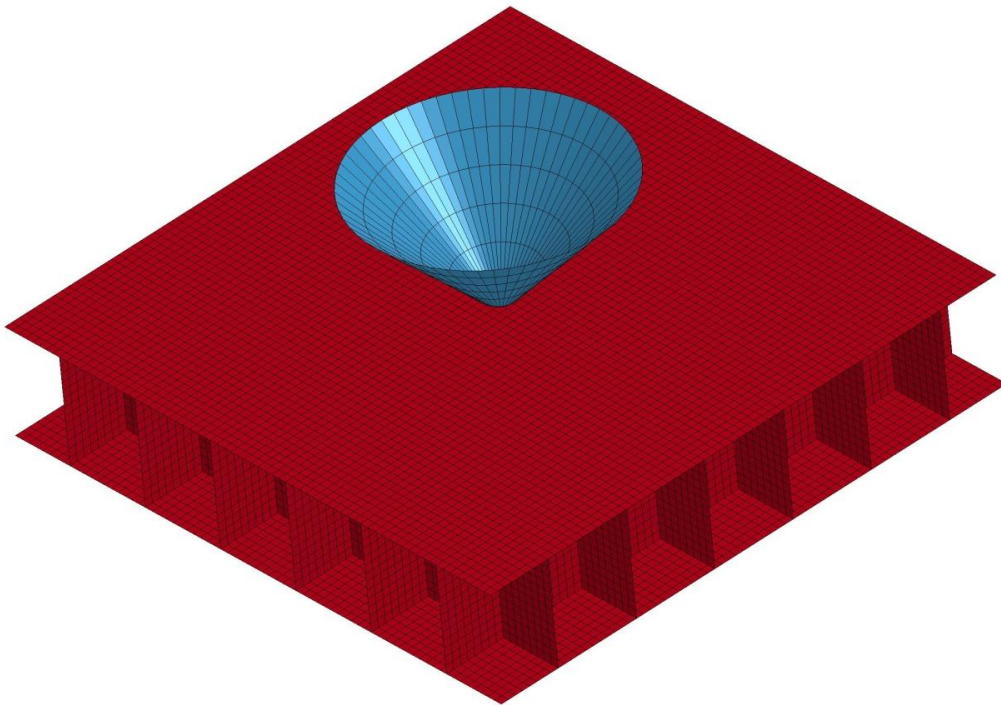


Figura 4.17: Modelo do painel e da cunha para uma malha de 25 mm.

## Resultados

Nas figuras 4.18 a 4.20 são mostradas as curvas de força de penetração vs deslocamento para as malhas de 14, 28 e 42 mm, respectivamente, para o teste de colisão entre reforços (ST3-BW).

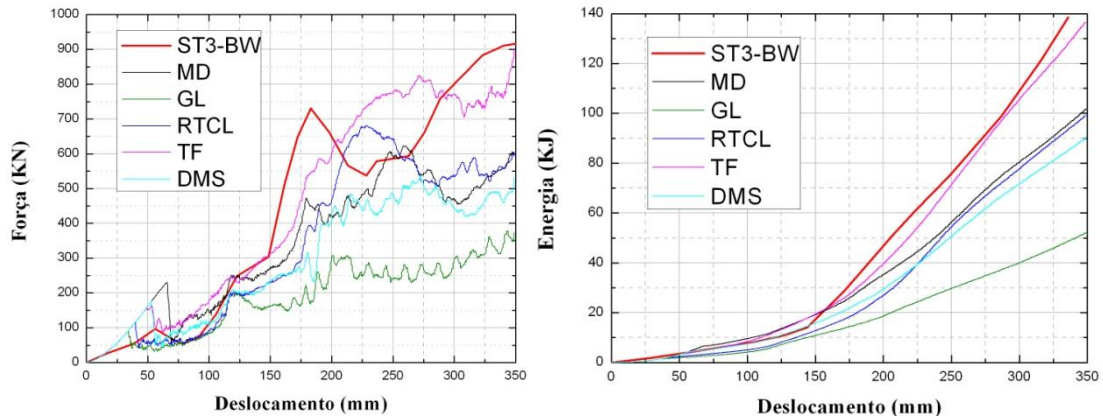


Figura 4.18: Curva de força e energia com uma malha de 14 mm para ST – 3 - BW.

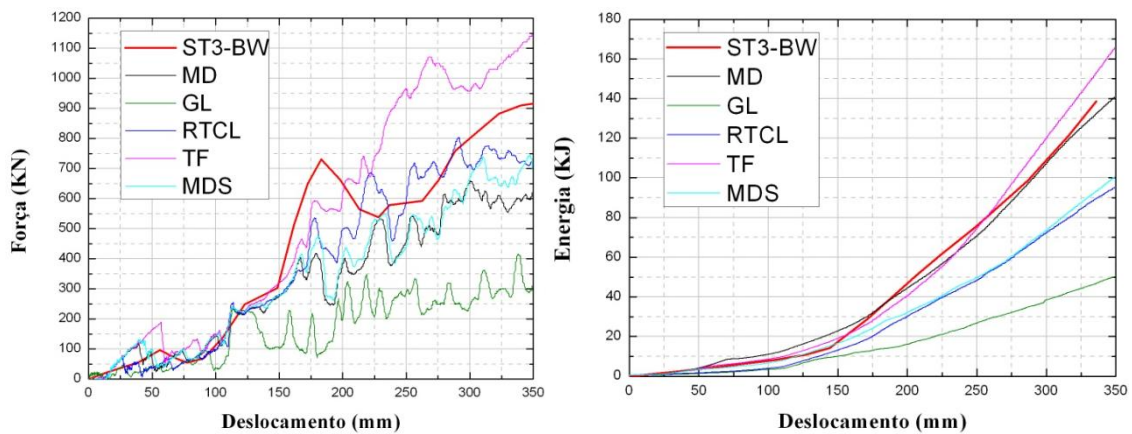


Figura 4.19: Curva de força e energia com uma malha de 28 mm para ST – 3 - BW.

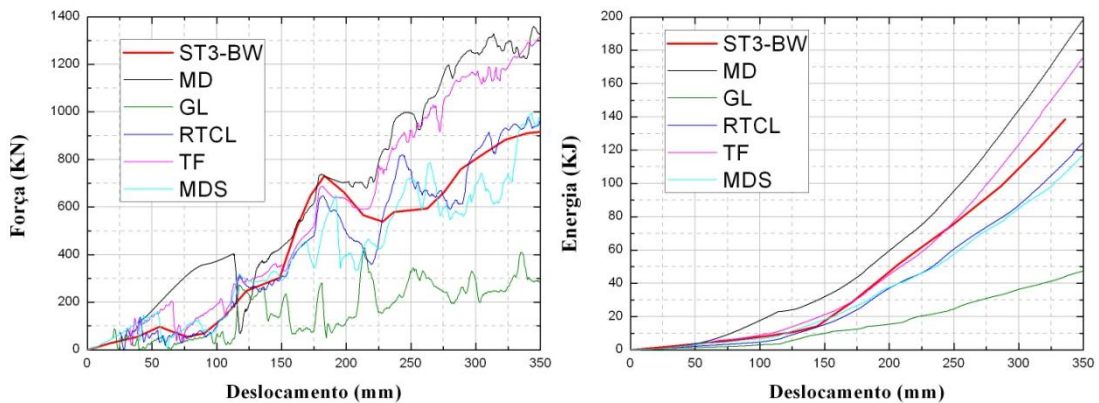


Figura 4.20: Curva de força e energia com uma malha de 42 mm para ST – 3 - BW.

Observou-se que o critério de RTCL aproximou melhor o comportamento experimental de forma qualitativa (força) para ST – 3 – BW (figura 4.21) ao testar os diferentes refinamentos de malha, a representação gráfica da estrutura ao final da análise numérica para este critério junto com a estrutura danificada experimental (de cima para baixo com malhas de 14, 28 e 42 mm) é mostrado na figura 4.22.

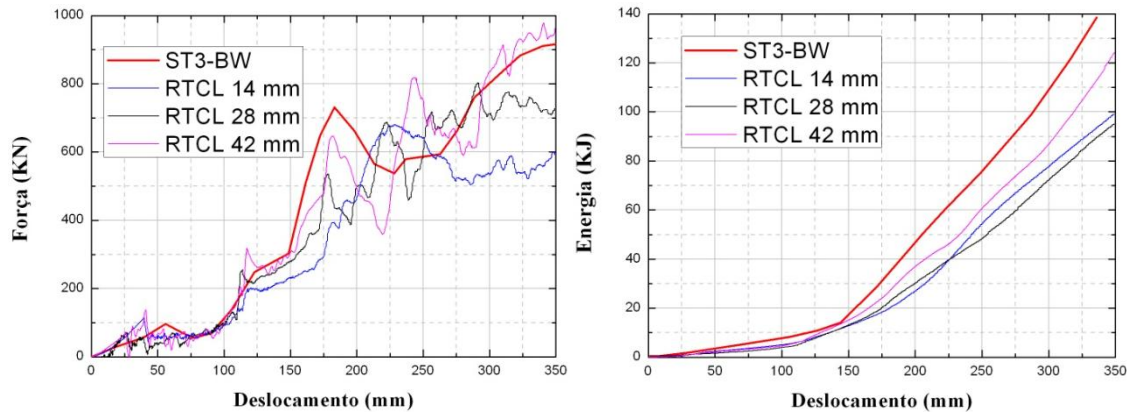


Figura 4.21: Curva de força e energia, para o critério RTCL para ST – 3 – BW variando o tamanho de malha.

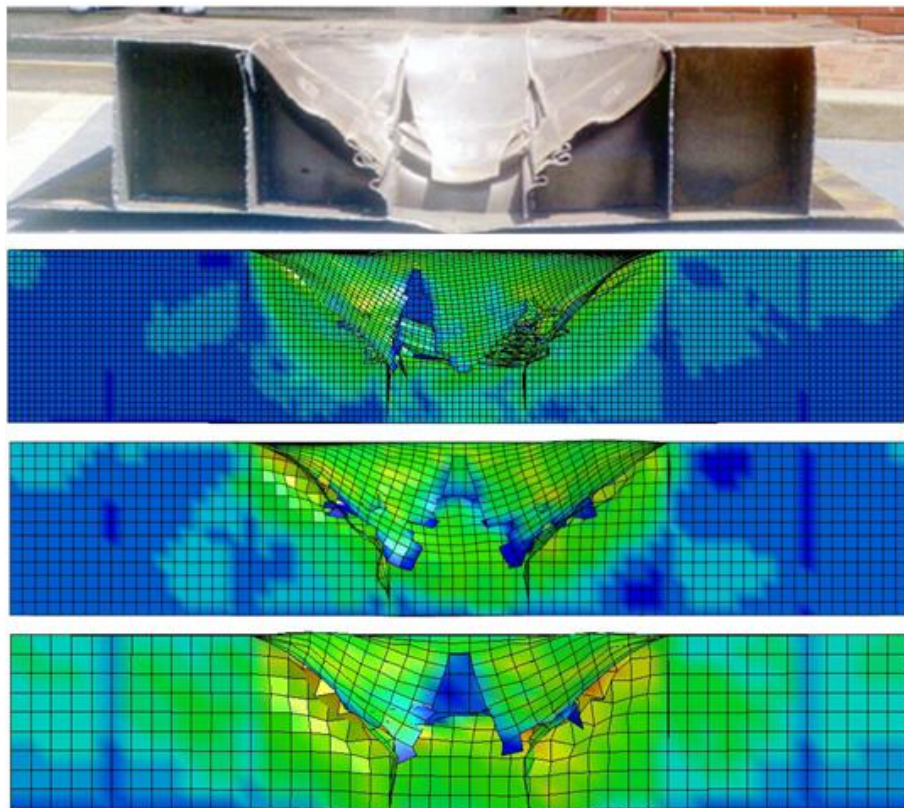


Figura 4.22: Resultados da simulação numérica com o teste experimental para ST – 3 - BW ao final do teste. Na parte superior o teste experimental realizado em Pusan [20] e na parte baixa modelo numérico desenvolvido para cada malha estudada.

Na figura 4.23 a 4.25 são mostradas as curvas força de penetração vs deslocamento para o caso de ST – 3 – OW e com malhas de 14,28 e 42 mm.

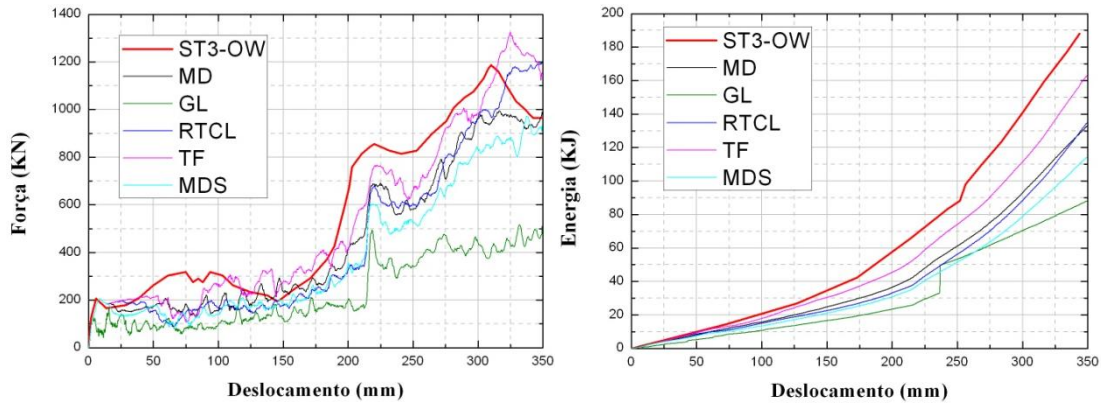


Figura 4.23: Curva de Força vs Penetração com um tamanho de malha de 14 mm para ST – 3 - OW.

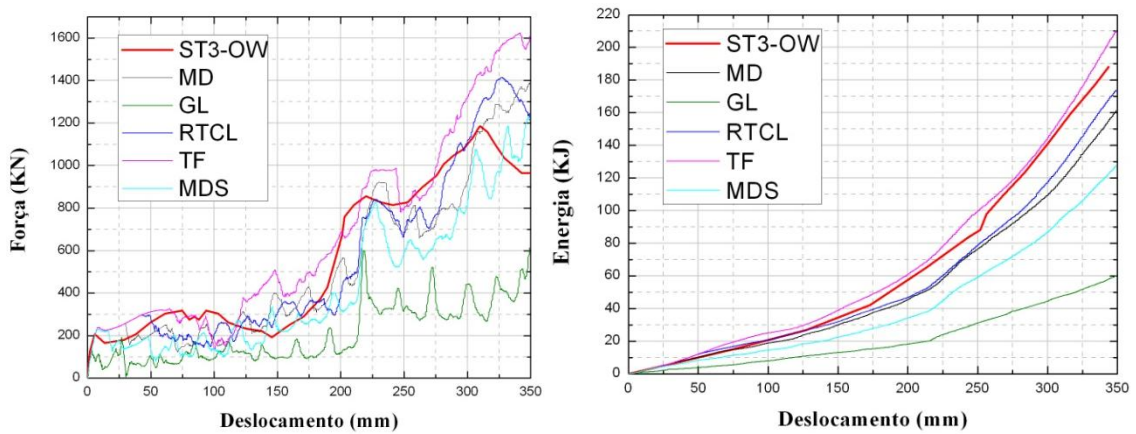


Figura 4.24: Curva de força e energia com uma malha de 28 mm para ST – 3 - OW.

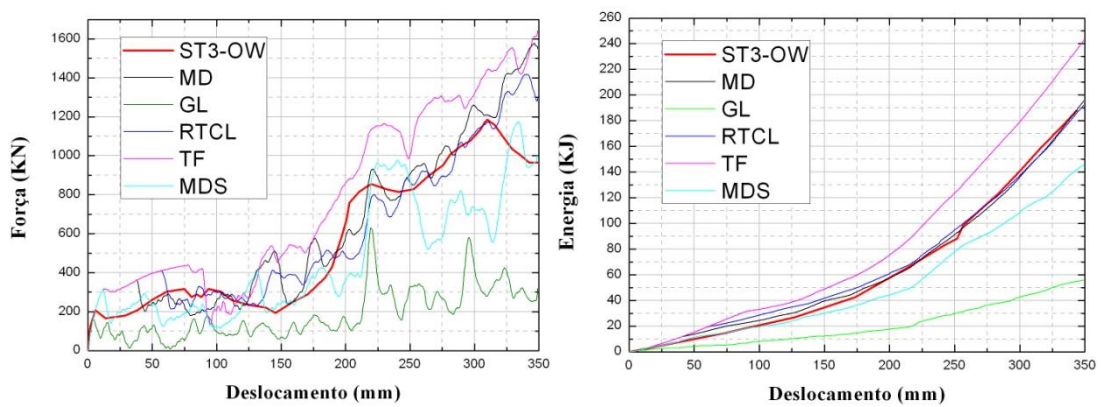


Figura 4.25: Curva de força e energia com uma malha de 42 mm para ST – 3 - OW.

Também das análises numéricas para o caso de ST – 3 - OW o critério de RTCL mostrou as melhores aproximações de forma qualitativa (força) e quantitativa (energia), figura 4.26 e a representação da estrutura danificada ao final do teste experimental junto com o modelo numérico para o critério RTCL (de cima para baixo com malhas de 14, 28 e 42 mm) é mostrada na figura 4.27.

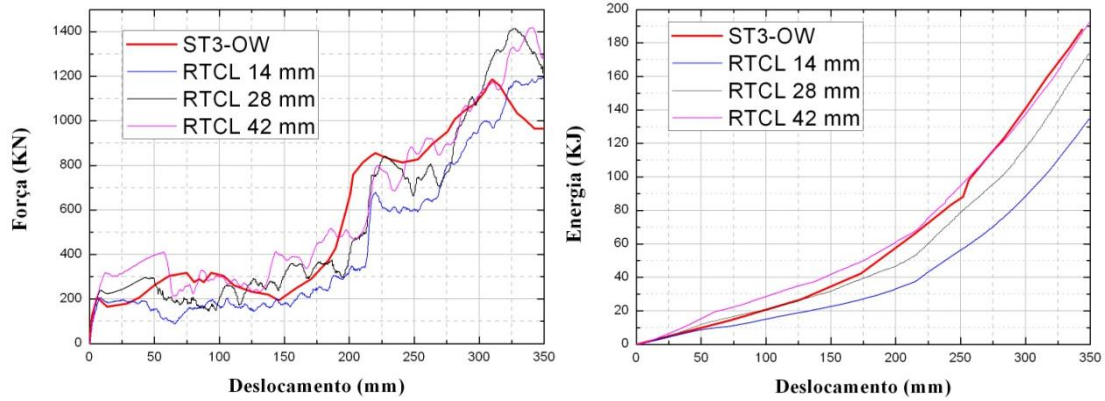


Figura 4.26: Curva de Força vs Penetração, para o critério RTCL para ST – 3 – OW variando o tamanho de malha.

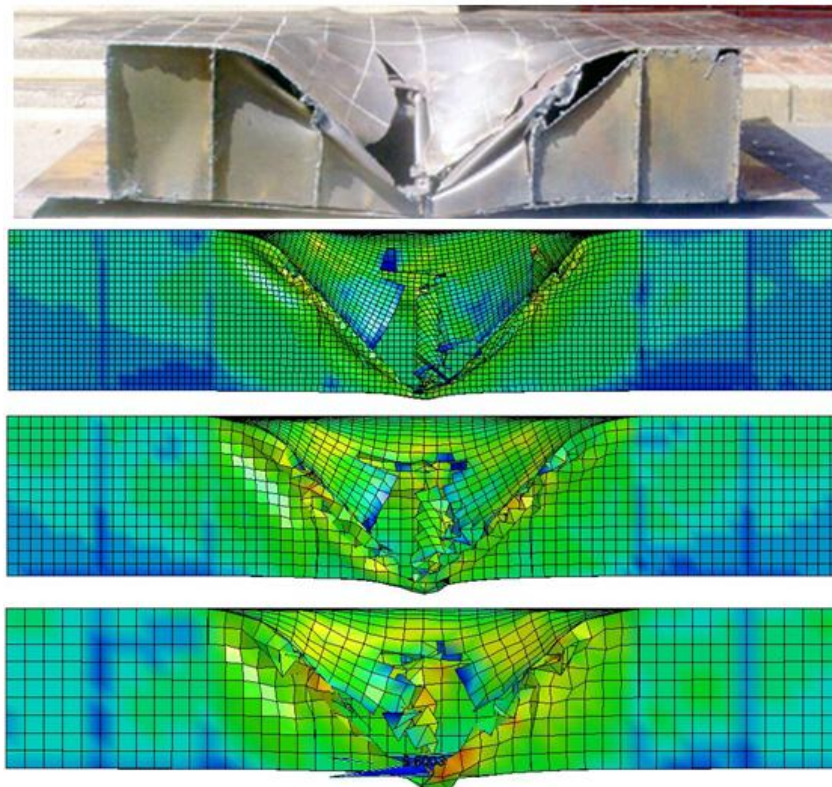


Figura 4.27: Resultados da simulação numérica com o teste experimental para ST – 3 - OW ao final do teste. Na parte superior teste experimental Pusan [20] e na parte baixa modelo numérico desenvolvido para cada malha estudada.

### 4.3. Modelo de encalhamento

Para o estudo dos critérios de fratura em um encalhamento é tomado como referência o modelo experimental produzido pelo *Naval Surface Warfare Center* (NSWC), na *HI – Test Laboratories* em Arvonnia, Virginia, USA. O objetivo deste teste experimental foi analisar o comportamento da estrutura de fundo de um navio tanque (30.000 a 40.000 toneladas de peso morto com escala de 1:5) quando este colide com uma rocha (encalhamento). No teste experimental, o modelo de tanque do navio é montado num carro sobre trilhos e é solto de uma posição mais alta para colidir com uma rocha em forma de cone que é posta na parte mais baixa. Na figura 4.28 é mostrado um esquema deste experimento. Esta simulação é feita para quatro arranjos diferentes da estrutura de fundo para se determinar as forças de reação vertical e horizontal, ao avaliar o início da fratura do fundo e o dano final.

Destes arranjos é selecionado o modelo NSWC-I, para avaliar os critérios de fratura de máxima deformação (MD), Germanischer Lloyd (GL), Race-Tracey e Cockcroft-Latham (RTCL), critério T de fratura (TF) e o critério de máxima deformação com sensibilidade de malha (MDS), através das forças de penetração horizontal e vertical que são correlacionadas com os valores experimentais. As características geométricas, o desenvolvimento numérico e os resultados obtidos são descritos a seguir.

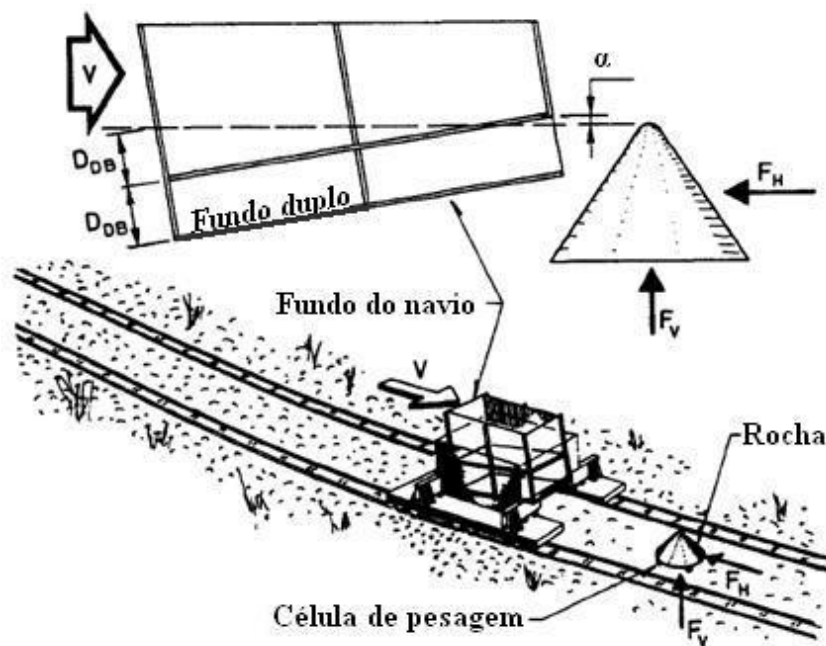


Figura 4.28: Esquema do experimento NSWC-I [18].

## Geometria do modelo experimental

O modelo NSWC-I é composto por um navio de fundo duplo e um modelo de rocha tipo cone cujas dimensões da geometria e espessuras do arranjo estrutural são descritos na tabela 4.4.

Tabela 4.4: Características principais do navio NSWC – I.

Descrição	NSWC – I
Comprimento	7320 mm
Boca	2540 mm
Espaçamento entre hastilhas	457,5 mm
Ângulo de inclinação (respeito ao eixo X)	3,38°
Espessura do casco	3 mm
Espessura da hastilha	3 mm
Espessura da longarina	3 mm
Espessura da antepara transversal	4,8 mm

A figura 4.29 mostra as dimensões do modelo em forma de cone que idealiza um tipo de superfície no fundo de mar. As vistas longitudinal e transversal à meia nau do modelo do navio são mostradas na figura 4.30. Uma característica do modelo é que as hastilhas (transversais de fundo) iniciais, à meia nau e finais não possuem furos.

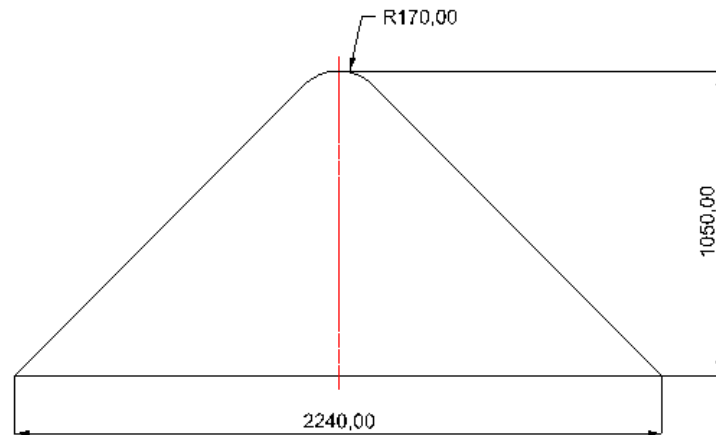


Figura 4.29: Dimensões em milímetros da cunha tipo cone para o experimento NSWC – I.

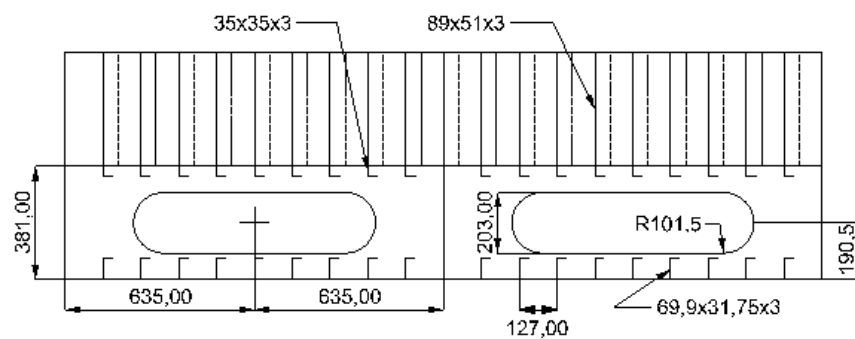
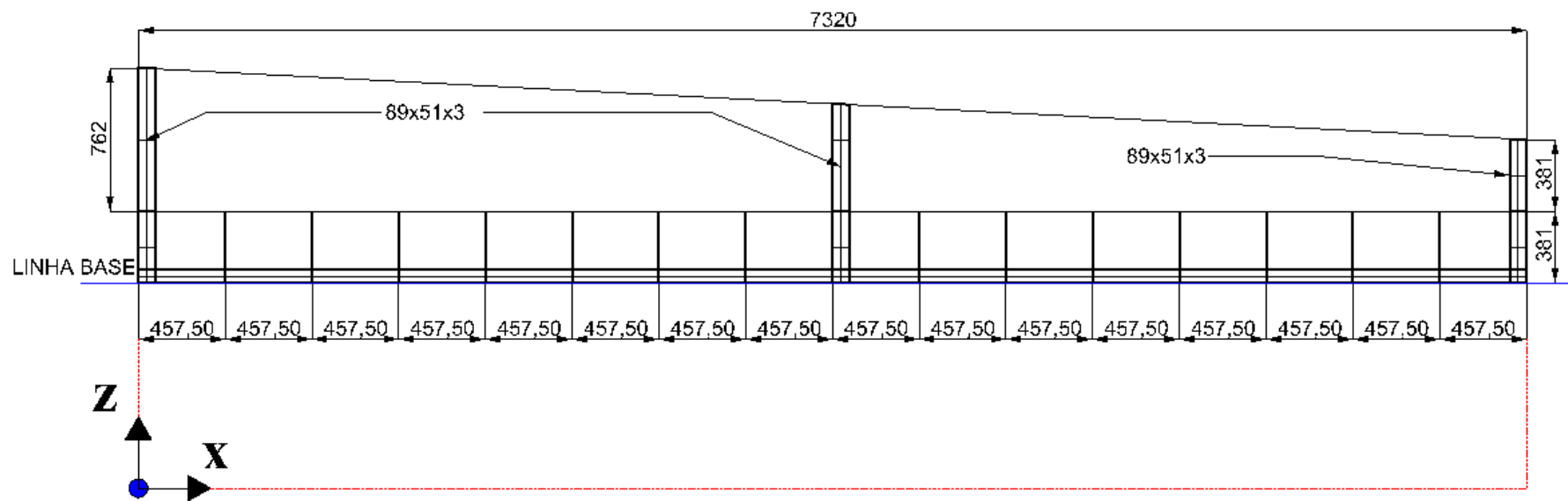


Figura 4.30: Disposição geral das dimensões estruturais do navio NSWC-I em milímetros [18].

## Modelo numérico em LS-DYNA 971

O modelo numérico para o navio NSWC – I considera os seguintes itens:

- O elemento utilizado é o SHELL 163, e considera-se uma malha de elementos com comprimento de lado igual a 100 mm no costado e nas partes laterais do fundo do navio, e uma parte refinada no centro com elementos de 20 mm (figura 4.32).
- Os valores da deformação efetiva são obtidos automaticamente através do UMAT feito de acordo com o arquivo de entrada do Apêndice I.
- Os modelos para o comportamento do material são:
  - Material de usuário que considera os critérios de fratura (UMAT) para o navio NSWC – I.
  - Modelo de corpo rígido para a cunha tipo cone.
- O atrito para todas as superfícies tem um valor de 0,3 e é utilizado um contato automático.
- A velocidade do navio é de 8 m/s constante, e a cunha é mantida fixa.
- As condições de contorno para o navio são fixas no costado do navio (vide figura 31) e o modelo de rocha é fixo em todas as direções.

A figura 4.31 mostra as condições de contorno do modelo numérico, a cor vermelha identifica os nós que são fixos. Na figura 4.31 é mostrado o modelo completo, no qual identifica-se na parte central a malha mais densa que no costado e nas partes laterais do fundo.

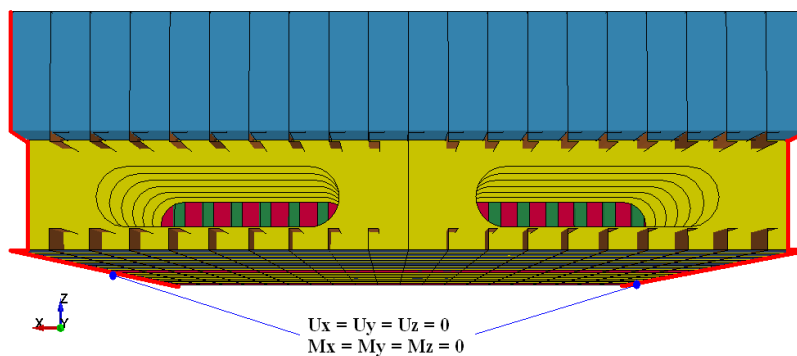


Figura 4.31: Vista de perspectiva do modelo do navio NSWC – I mostrando as condições de contorno para o modelo numérico.

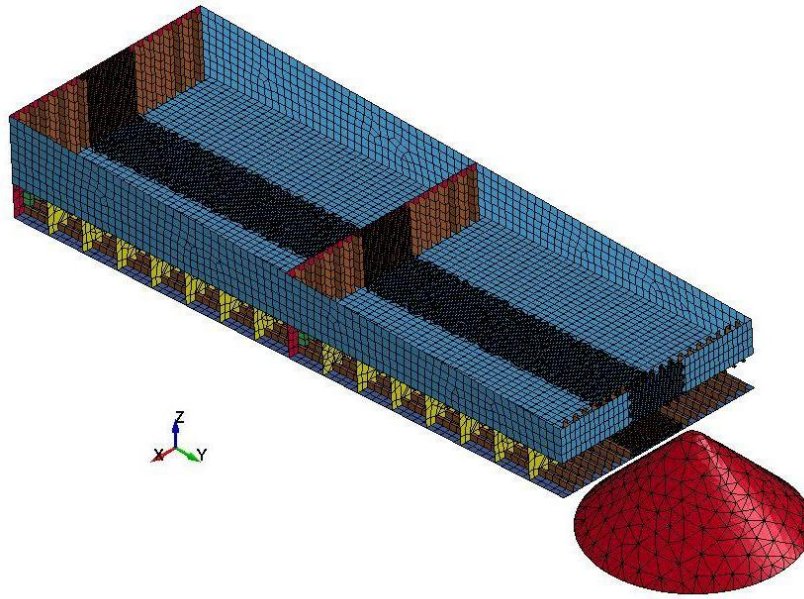


Figura 4.32: Modelo numérico do experimento NSWC – I.

## Resultados

Nas figuras 4.33 a 4.37 são apresentados os resultados dos valores da força de reação horizontal (eixo X), valor positivo e a força de reação vertical (eixo Z), valor negativo, entre o modelo de navio e o modelo de rocha para cada critério de fratura.

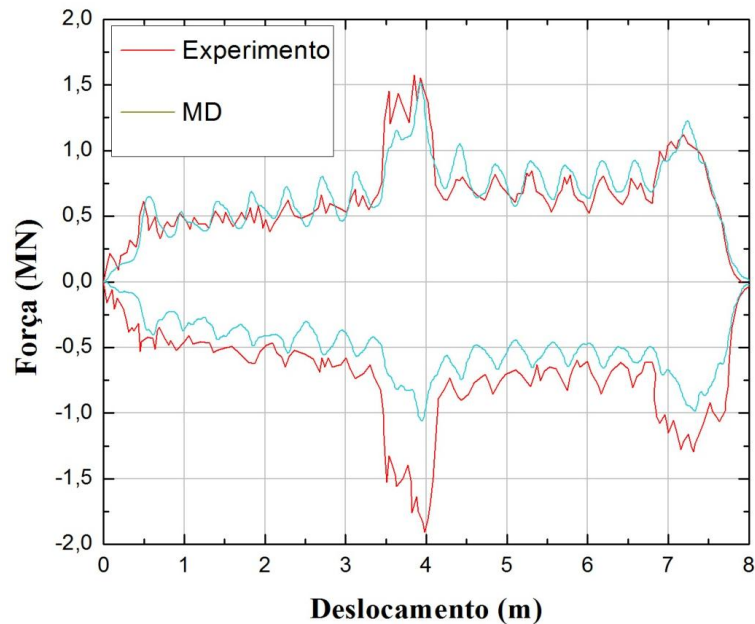


Figura 4.33: Força de reação vertical (-) e força de reação horizontal (+) para o critério de máxima deformação (MD).

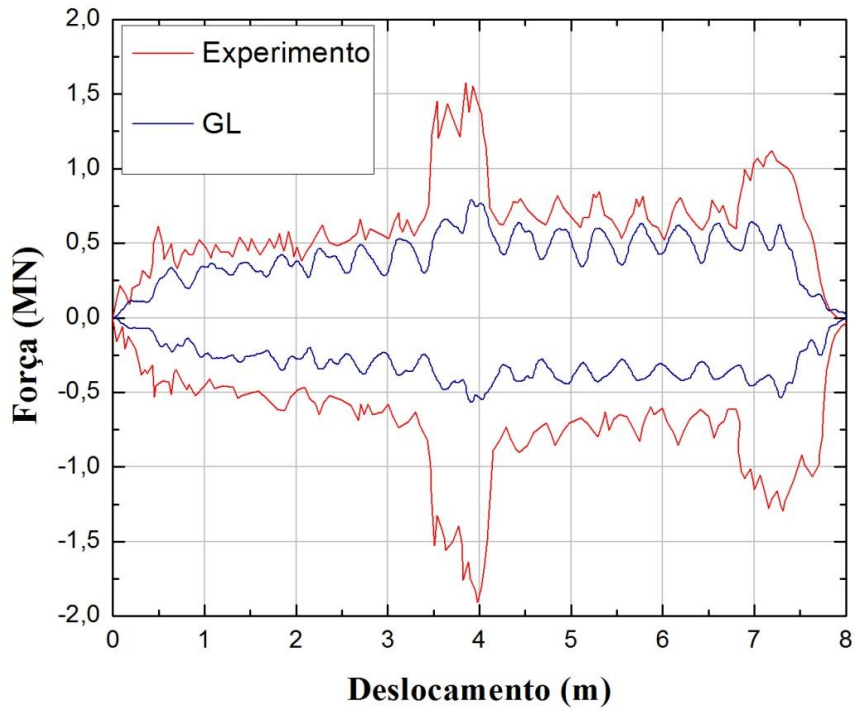


Figura 4.34: Força de reação vertical (-) e força de reação horizontal (+) para o critério de Germanischer Lloyd (GL).

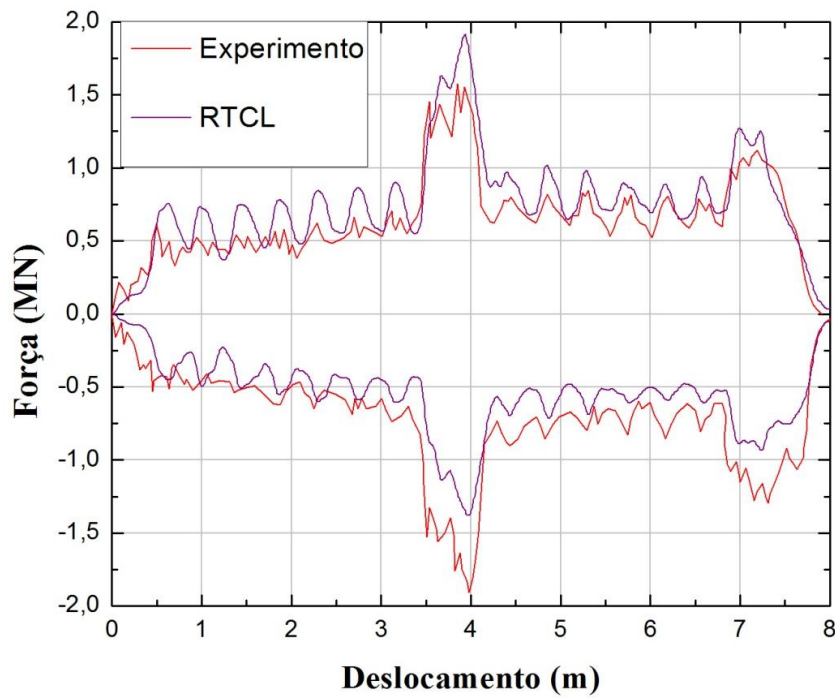


Figura 4.35: Força de reação vertical (-) e força de reação horizontal (+) para o critério de Race-Tracey e Cockcroft-Latham (RTCL).

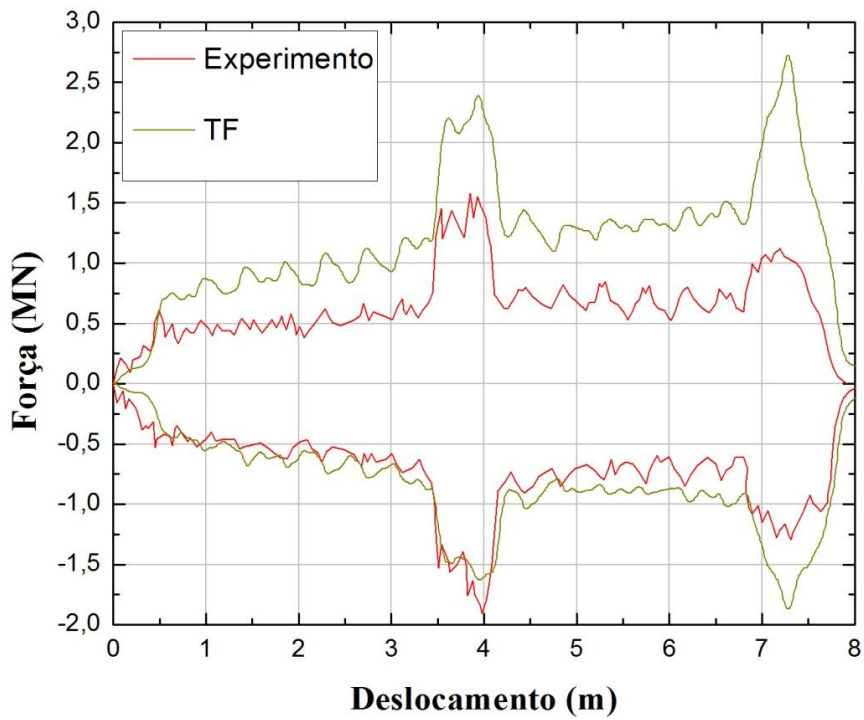


Figura 4.36: Força de reação vertical (-) e força de reação horizontal (+) para o critério de T de fratura (TF).

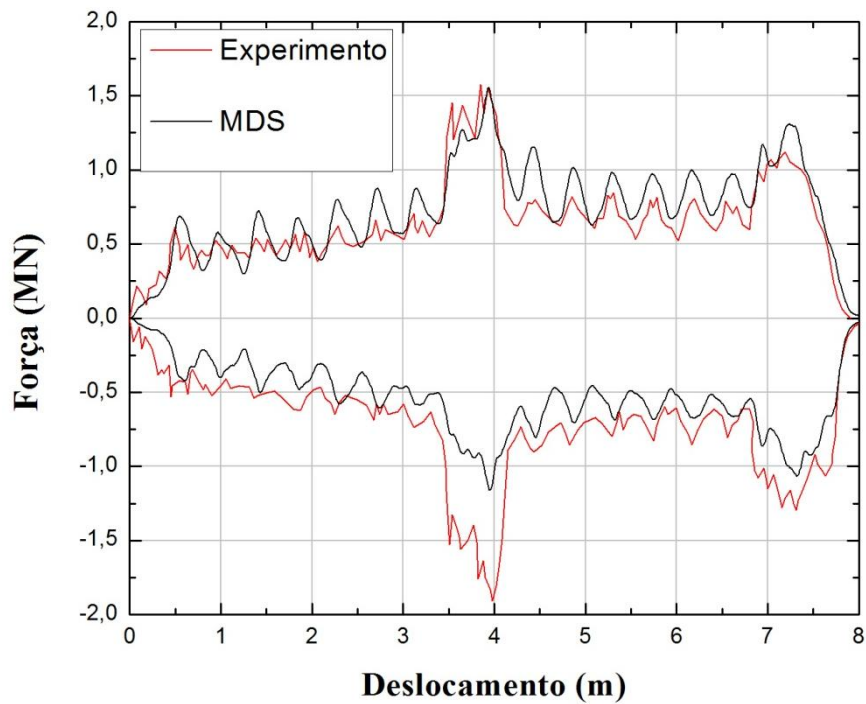


Figura 4.37: Força de reação vertical (-) e força de reação horizontal (+) para o critério de máxima deformação com sensibilidade de malha (MDS).

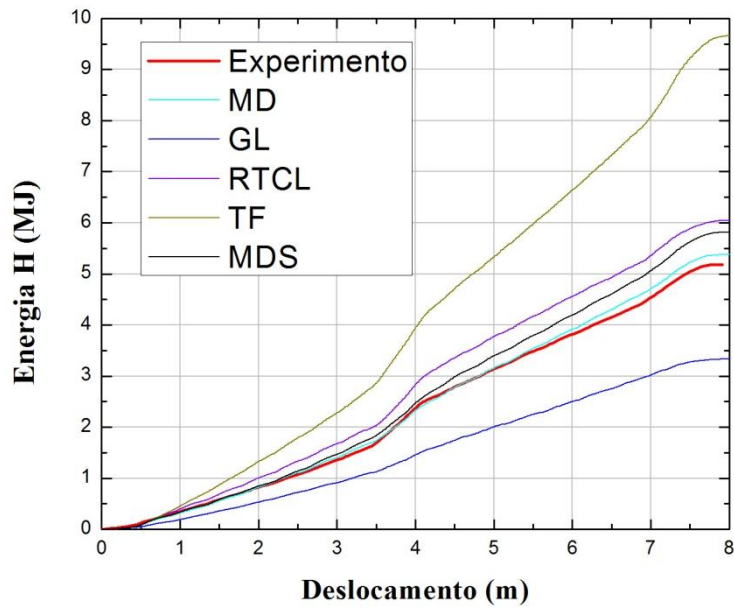


Figura 4.38: Energia de deformação originada pela força horizontal para cada um dos critérios de fratura.

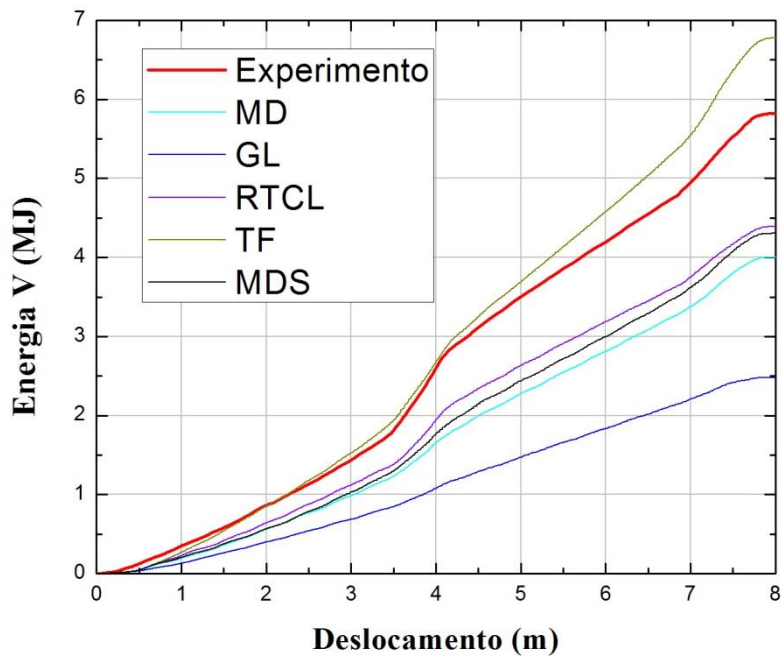


Figura 4.39: Energia de deformação originada pela força vertical para cada um dos critérios de fratura.

Mostra-se na figura 4.40 e 4.41 o resultado numérico para as tensões de von Mises, quando o modelo de rocha tipo cone perfura totalmente o navio, utilizando-se o critério de máxima deformação.

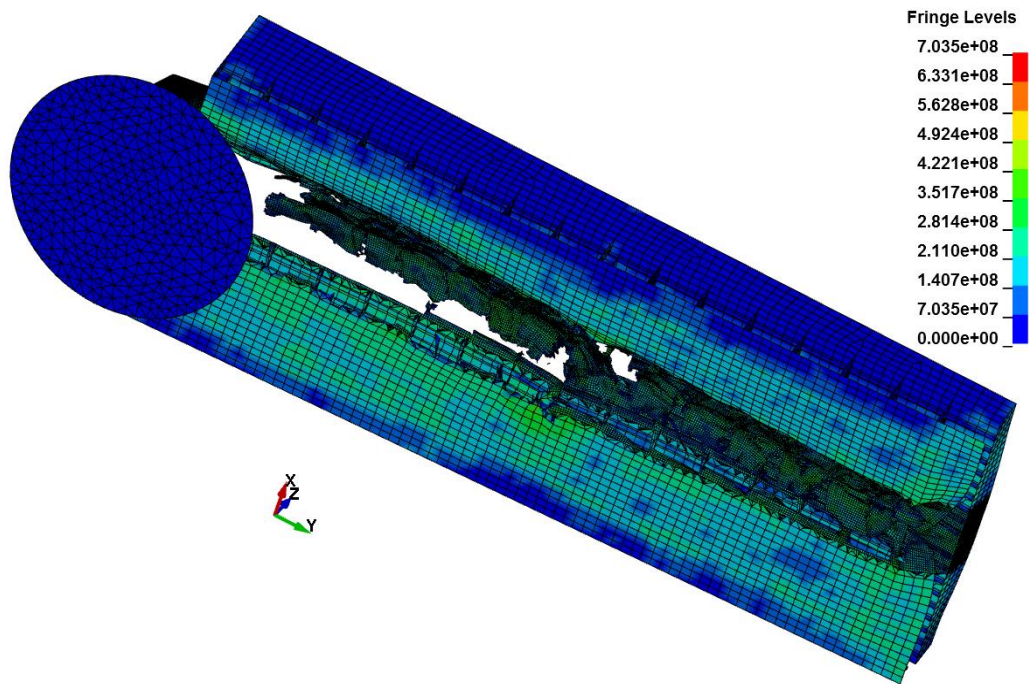


Figura 4.40: Tensões de von Mises ao final da simulação numérica para o critério de MDS.

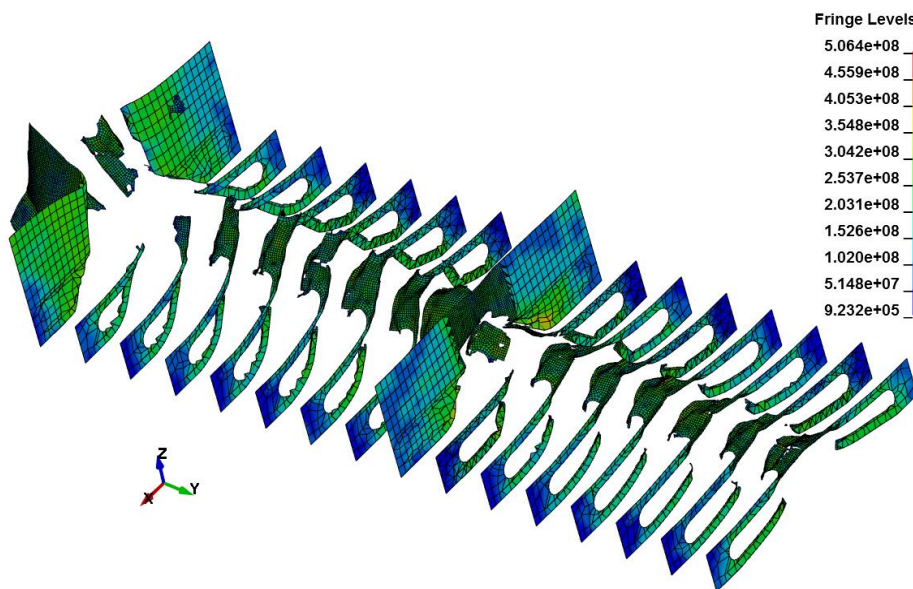


Figura 4.41: Tensões de von Mises nas hastilhas e antepara transversal ao final da simulação numérica para o critério de MDS.

## CAPÍTULO 5

### ESTUDO DE CASO: COLISÃO E ENCALHAMENTO

Do estudo dos critérios de fratura para os três modelos experimentais feitos no capítulo 4 observou-se que os critérios de Race-Tracey e Cockcroft-Latham (RTCL) e o critério de máxima deformação com sensibilidade de malha (MDS) apresentaram os melhores resultados, mas no trabalho de Martinez [20] conclui-se que para uma colisão de um VLCC o critério de Peschmann [PES] oferece boa aproximação. Neste capítulo estes critérios são utilizados para avaliar um modelo com dimensões em escala real de um VLCC (*Very Large Crude Carrier*) de 3.000.000 de toneladas de porte bruto, o qual é colidido por um PSV (*Platform Supply Vessel*, navio agressor), considerando-se quatro cenários de colisão: partida em carga e partida em lastro do VLCC (variação vertical), e colisão sobre caverna e entre cavernas (variação longitudinal), as figuras 5.1 e 5.2 mostram estes cenários. Outra aplicação corresponde ao encalhamento do mesmo VLCC sobre um modelo de fundo de mar tipo trapézio, empregando-se duas alturas de encalhamento, na figura 5.3 são esquematizados o porão do navio e a rocha de fundo (trapézio). Ao final os resultados são apresentados através das curvas da força de penetração vs tempo e da energia de deformação vs tempo para a colisão e, para o encalhamento, os resultados são mostrados através das curvas da energia de deformação horizontal vs comprimento de avanço e da força horizontal vs comprimento de avanço. Também são comparados com os valores obtidos pelas formulações de Pedersen [8] para a colisão e pelas metodologias analíticas simplificadas de Hong e Amdahl [30] para o encalhamento (Apêndice II).

## 5.1. Cenários de colisão do VLCC

Nas análises considerou-se duas condições de carregamento do navio VLCC, uma de partida com plena carga e outra de partida em lastro, estas variações no calado permitem variar a posição vertical da colisão (vide figura 5.1). Outras duas condições de colisão são uma entre cavernas e outra sobre cavernas (vide figura 5.2), que permite o estudo da influência destes elementos estruturais nos danos causados no costado do navio.

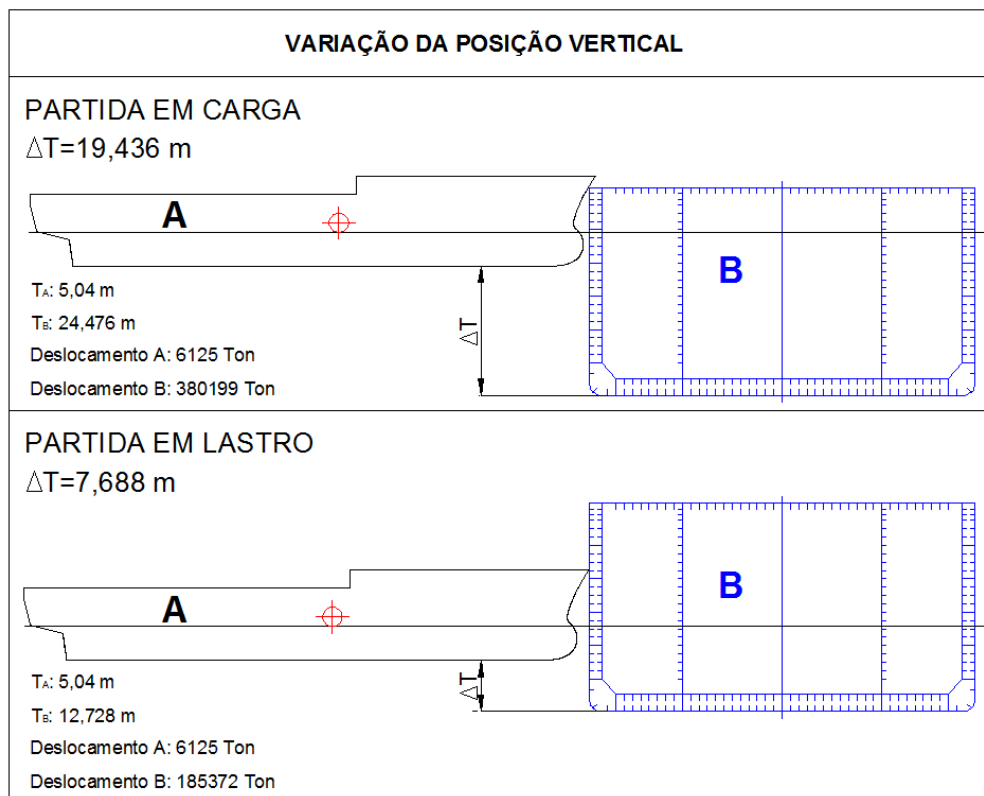


Figura 5.1: Características do cenário de partida em carga e partida em lastro.

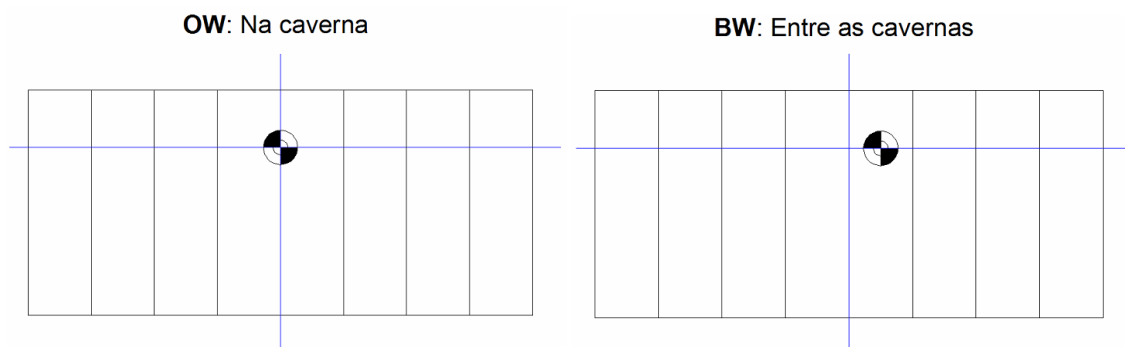


Figura 5.2: Variação longitudinal da colisão para o PSV.

## 5.2. Cenários de encalhamento

A figura 5.3 mostra as dimensões características do cenário de encalhamento, sendo “A” a distância na longitudinal do vértice do trapézio ao início do porão e “B” a distância na vertical do vértice do trapézio ao fundo e, “C” é o ângulo de entrada do modelo de fundo de mar. Também, nas análises de encalhamento do navio VLCC, no modelo de fundo de mar tipo trapézio mostrado na figura 5.3 utilizou-se duas posições verticais que toma o trapézio em relação à altura do fundo do VLCC, que são: 20% e 50% da altura do fundo (H). Além disso, considerou-se os ângulos de entrada de 30° e 45° (parâmetro C). Na tabela 5.1 são dados os parâmetros correspondentes para cada cenário.

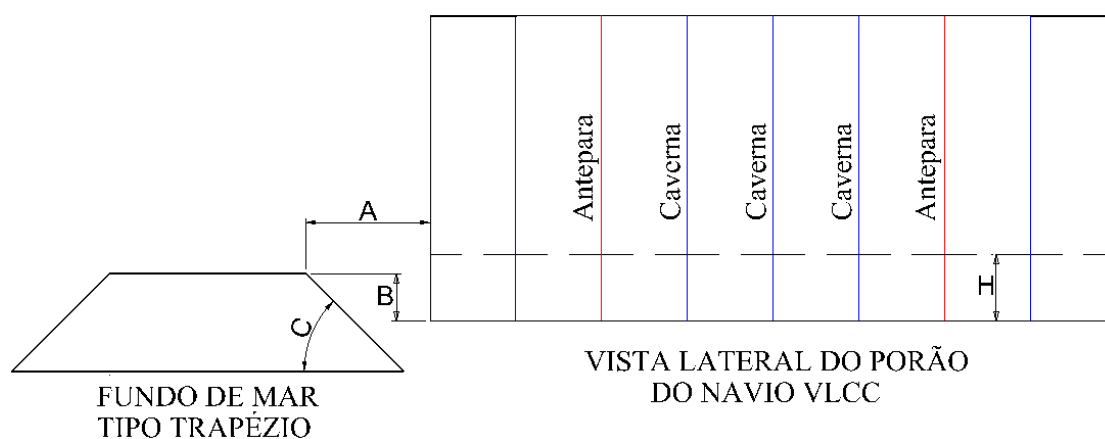


Figura 5.3: Especificações para o cenário de encalhamento.

Tabela 5.1: Parâmetros para o cenário de encalhamento.

MODELO	A (m)	B (m)	C	PORCENTAGEM DE H (%)
NI45NA20	0,540	0,540	45°	20
NI45NA50	1,305	1,305	45°	50
NI30NA20	0,948	0,540	30°	20
NI30NA50	2,325	1,305	30°	50

### 5.3. Arranjo do VLCC

O navio VLCC (agredido) é considerado de acordo com as especificações do projeto realizado por Carrijo e Dornellas [31], cujas características principais são apresentadas na tabela 5.2 com as espessuras de cada componente em mm e o arranjo da estrutura da seção mestra é mostrado na figura 5.4.

Tabela 5.2: Características principais do navio VLCC.

<b>CARACTERÍSTICAS PRINCIPAIS</b>		
Comprimento (LOA)	325,96	M
Comprimento entre perpendiculares (LPP)	305,59	M
Pontal (D)	35,20	M
Calado (T)	22,00	M
Boca (B)	58,00	M
Coeficiente de bloco (Cb)	0,819	M
Altura do duplo fundo (H)	2,55	M
Comprimento do porão	35,00	M

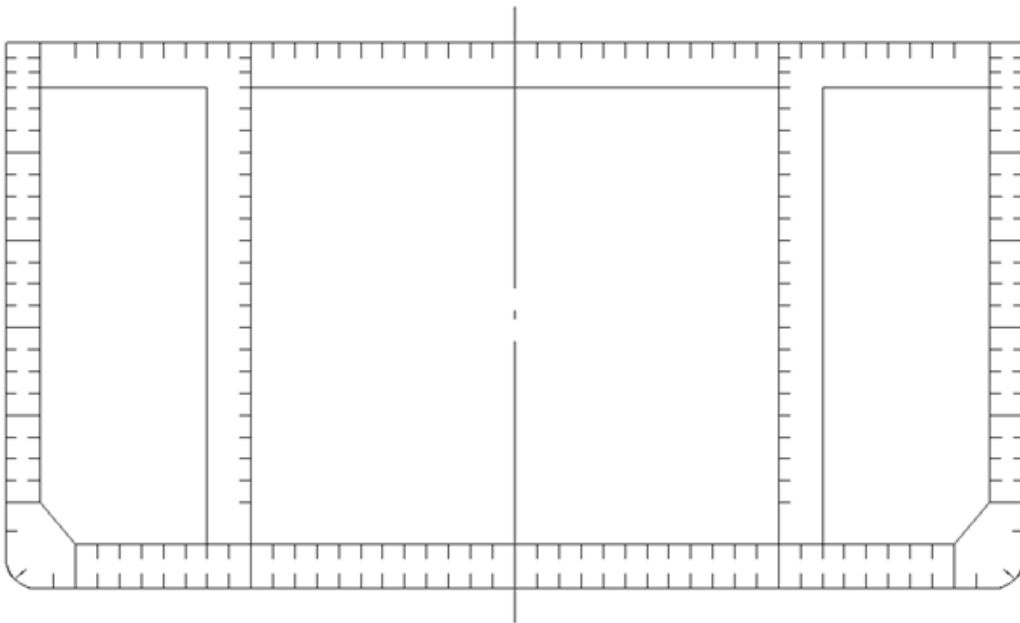


Figura 5.4: Seção mestra do navio VLCC

Tabela 5.3: Espessura dos elementos principais das chapas a meia nau.

<b>ESPESSURAS DAS CHAPAS À MEIA NAU</b>		
Costado	22	mm
Costado duplo	22	mm
Fundo	25	mm
Teto de fundo duplo	20	mm
Convés	20	mm
Antepara longitudinal	22	mm
Antepara corrugada	22	mm
Hastilha	18	mm
Longarina	23	mm
Escoa	11	mm
Sicorda	20	mm
Bojo	21	mm

A colisão acontece num compartimento de carga à meia nau do navio e o modelo de elementos finitos toma como referência as recomendações feitas pela classificadora DNV (*Det Norske Veritas*) [32], que considera a região de análise o porão colidido e os meios porões à ré e à vante. Na figura 5.5, mostra-se uma vista dos porões considerados com um corte no plano de simetria longitudinal.

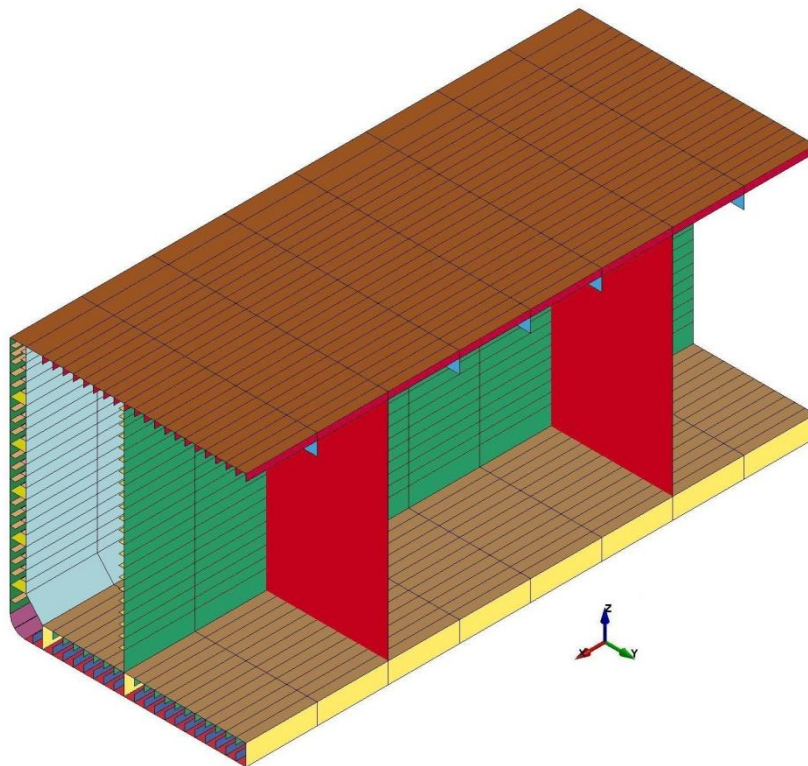


Figura 5.5: Geometria do porão para o navio VLCC.

#### 5.4. Modelo do navio PSV

Nesta parte são especificadas apenas as dimensões geométricas do navio PSV pois ele é considerado uma estrutura rígida. Na tabela 5.4 são mostradas as dimensões do navio PSV.

Tabela 5.4: Dimensões principais e valores de inércia do navio PSV.

DESCRIÇÃO		
Comprimento	70,16	m
Boca	14,67	m
Pontal	6,07	m
Inércia na direção X	$0,3131 \times 10^8$	$m^4$
Inércia na direção Y	$0,2324 \times 10^8$	$m^4$
Inércia na direção Z	$0,2324 \times 10^8$	$m^4$
Massa do navio	6125000	kg

O modelo do PSV é simplificado e considera-se apenas a região de proa do navio, parte do bulbo e convés do navio, mostrada na figura 5.6. Para consideração dos efeitos da estrutura do PSV como um todo, também são dados a posição do seu centro de gravidade, as inércias e massa desta embarcação.

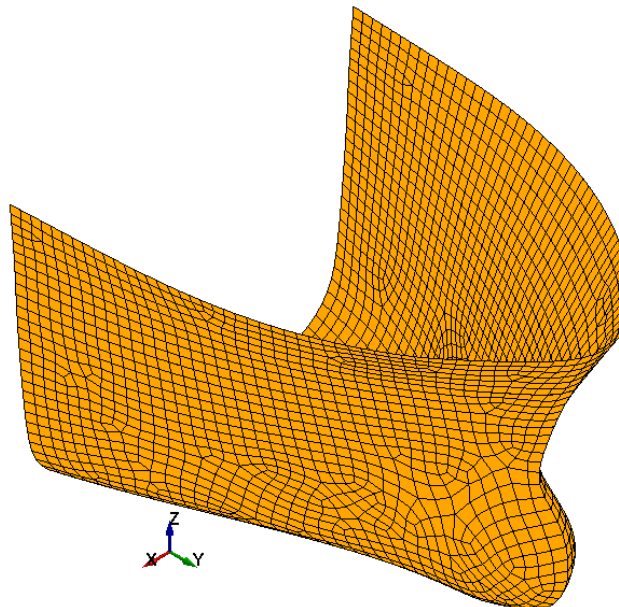


Figura 5.6: Geometria da parte frontal do navio PSV.

### 5.5. Modelo de fundo de mar tipo trapézio

Também são especificadas apenas as dimensões geométricas do fundo de mar tipo trapézio, pois assume-se que é considerado como estrutura rígida. Para o fundo de mar a geometria foi obtida considerando-se o modelo de Hu [9], onde a superfície de contacto é superior à distância entre cavernas. A tabela 5.5 mostra as dimensões do fundo de mar tipo trapézio os quais são mostrados na figura 5.7 e correlacionados através da numeração de 1 a 7. Segundo os trabalhos de Hong [30] e Hu [9] este modelo de fundo de mar é considerado como uma superfície de grande contato.

Tabela 5.5: Dimensões do modelo de fundo de mar tipo trapézio.

1	Largura da base menor	10	M
2	Altura	10	M
3	Parâmetro transversal	10	M
4	Largura da base maior	20	M
5	Comprimento da base menor	20	M
6	Parâmetro longitudinal	10	M
7	Comprimento da base maior	40	M

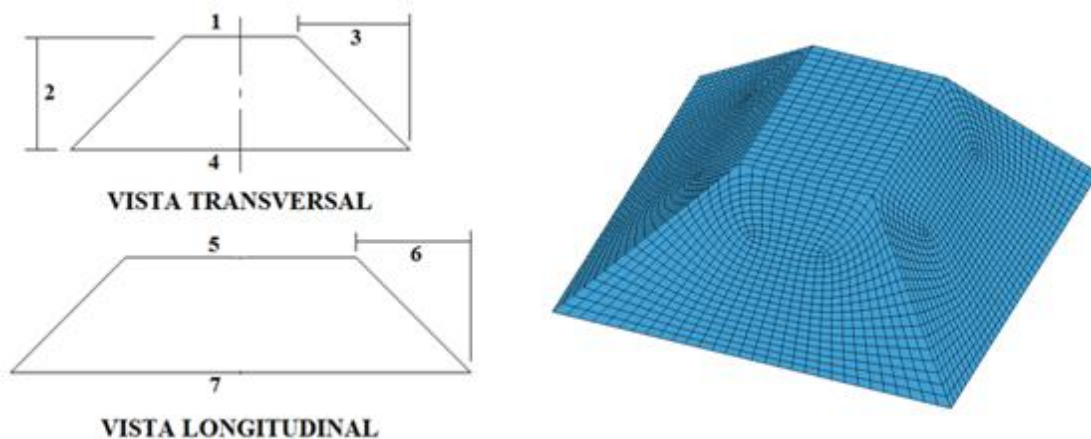


Figura 5.7: Geometria do modelo de fundo de mar tipo trapézio (lado esquerdo) e modelo tridimensional (lado direito).

## 5.6. Modelo numérico para colisão e o encalhamento do VLCC

O modelo numérico aqui comentado toma em consideração algumas características dos modelos desenvolvidos no capítulo 4. Utiliza-se, para todos os casos, elemento SHELL 163 (LS-DYNA 971) que considera a variação da espessura e que possui três pontos de integração. O modelo de material para o navio agredido foi o modelo de UMAT que considera os critérios de fratura e para o modelo do navio agressor foi considerado um material rígido, ou seja, indeformável. Também, na malha do VLCC considerou-se um refinamento com dimensões de elemento igual a 1000 mm para as zonas não refinadas (fora do local de impacto) e para a zona de colisão, mais refinada, a dimensão do elemento é de 100 mm e para o encalhamento 30 mm (zona de impacto). Para o PSV o comprimento dos elementos da malha é de 500 mm e para o modelo de fundo de mar de 1000 mm.

O valor do coeficiente de atrito foi de 0,3 por apresentar bons resultados nos modelos anteriores, e também considerado nos trabalhos como Ehlers [11], Martinez [20] Samuelides [1], entre outros. As condições de contorno do navio VLCC serão consideradas engastadas no plano de simetria e nos bordos por ter uma inércia maior que do PSV (vide figura 5.8) e foram testadas as velocidades de 2 e 4 m/s para o navio agressor. No caso do encalhamento do navio VLCC a condição de contorno foi de engaste nos costados e velocidade constante de 5 m/s no modelo de fundo de mar tipo trapézio de acordo com o trabalho de Hu [9]. Uma vista transversal do navio VLCC com as condições anteriormente descritas é mostrada na figura 5.9.

Para todas as análises utilizou-se uma massa escalonada  $-10^{-5}$  e o valor da deformação efetiva de fratura para cada critério, dependentes da espessura dos componentes estruturais foram geradas automaticamente pelo UMAT com os parâmetros de entrada correspondentes apresentados no Apêndice I e também com ajuda das curvas de sensibilidade de malha para o material DH A36 (capítulo 2).

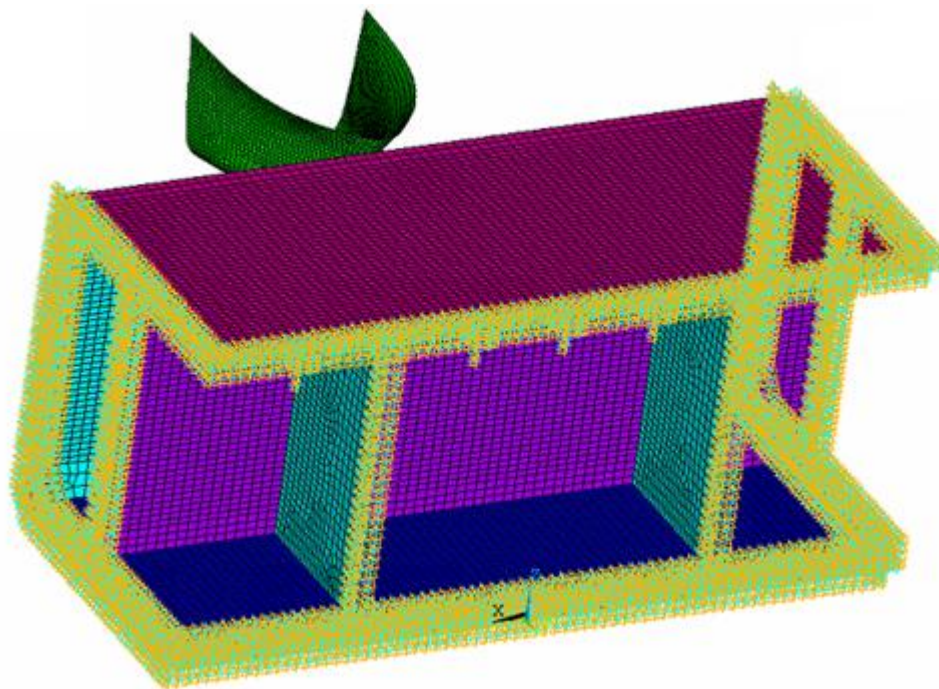


Figura 5.8: Condições do contorno para o modelo de elementos finitos da colisão do navio PSV com o navio VLCC.

Observa-se na figura 5.8 o modelo em elementos finitos para a colisão do PSV com o navio VLCC. Na figura 5.9 mostra-se o modelo em elementos finitos do encaimento do VLCC para o modelo de fundo de mar tipo trapézio considerando-se um contacto automático entre todas as superfícies.

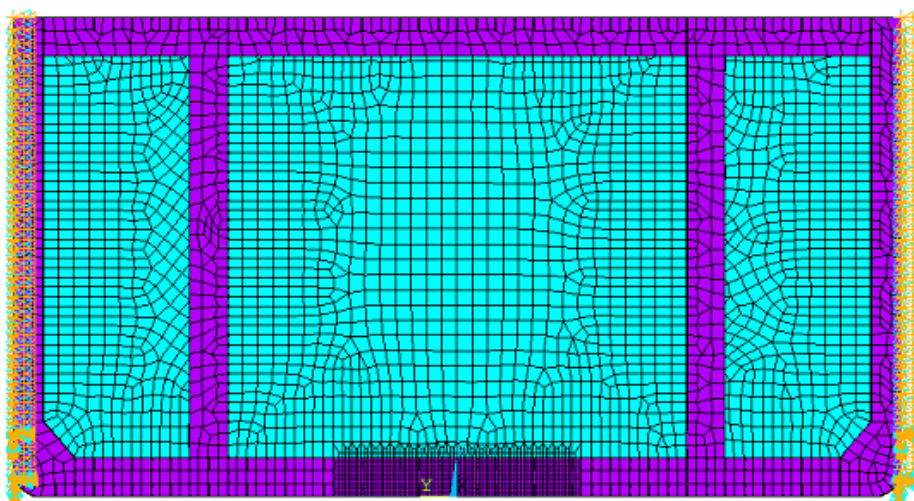


Figura 5.9: Condições de contorno para o encaimento do VLCC.

## 5.7. Resultados

Os resultados do modelo em escala real do navio VLCC (agredido) para as condições de carga ante uma colisão empregando-se três critérios de fratura (PES, RTCL e MDS) são mostrados através das curvas de energia de deformação e força de penetração, e são comparados com as formulações de Pedersen [8] aplicadas no trabalho de Martinez. À continuação é mostrada estas condições para as velocidades de 2 e 4 m/s e variando o local de impacto, entre cavernas e na caverna.

Nas figuras 5.10 a 5.13 mostram-se os resultados para a condição de partida em carga. Na figura 5.10 observou-se que a interação entre os navios para a colisão entre cavernas acaba aproximadamente em 1,25 s para as duas velocidades e para todos os critérios. Também o bulbo interage com o costado do navio em aproximadamente 0,25 e 0,5 s para as velocidades de 2 e 4 m/s, respectivamente.

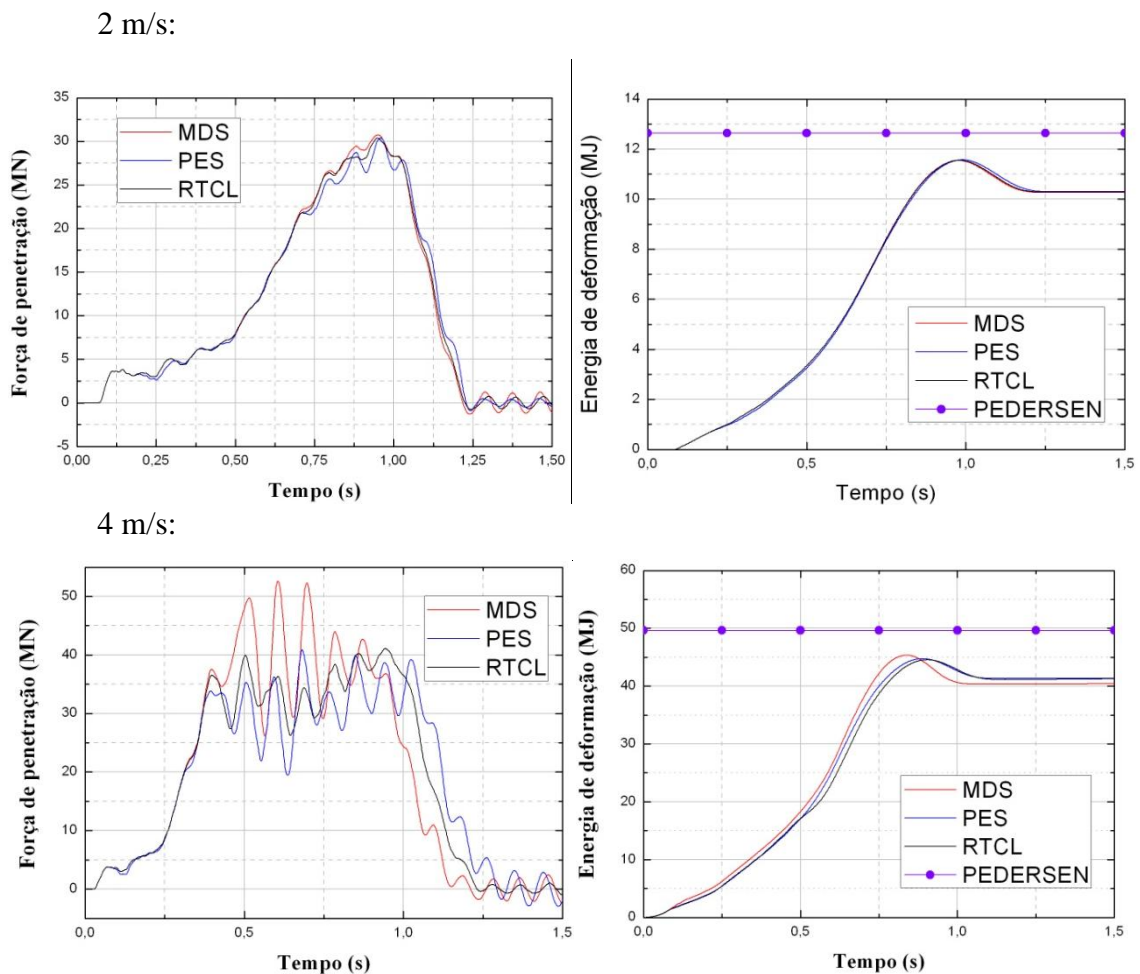


Figura 5.10: Colisão do PSV entre as cavernas para partida em carga.

Para avaliar o grau de penetração é apresentada uma vista lateral da colisão entre cavernas para o critério de MDS, vide figura 5.11. Em nenhum caso o costado duplo do navio é fraturado, mas o costado e convés do VLCC são atingidos até a fratura.

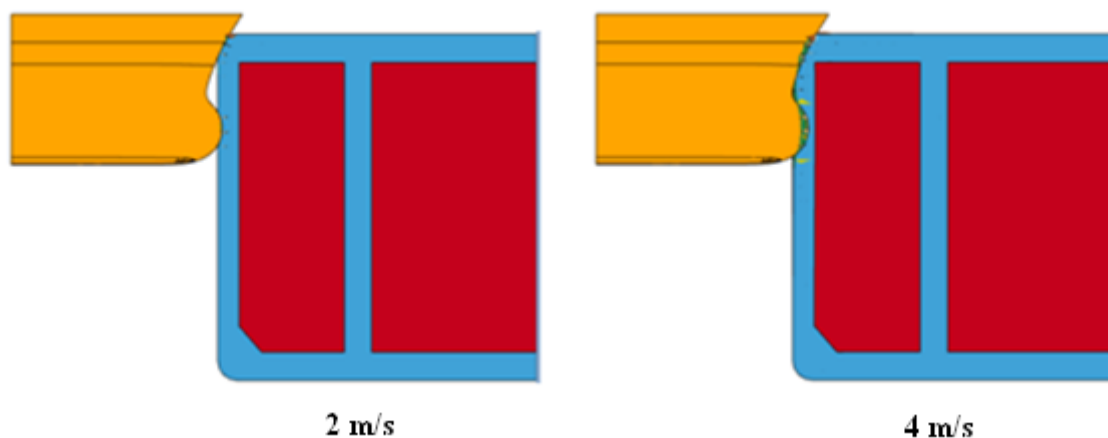


Figura 5.11: Grau de penetração da colisão do PSV entre as cavernas do VLCC.

Na figura 5.12 apresenta-se a colisão do PSV na caverna do VLCC, onde a curva de força de penetração é dividida em duas partes: a interação do convés com o VLCC e do bulbo com o VLCC. A diferença entre as velocidades é caracterizada pelos critérios analisados, acontecendo primeiro a ruptura do costado do navio pelo bulbo para o critério de PES. Também é mostrado o grau de penetração do navio PSV, vide figura 5.13, onde o convés sofre a fratura para a velocidade de 2 m/s e no caso da velocidade de 4 m/s a fratura acontece no convés e no costado do navio.

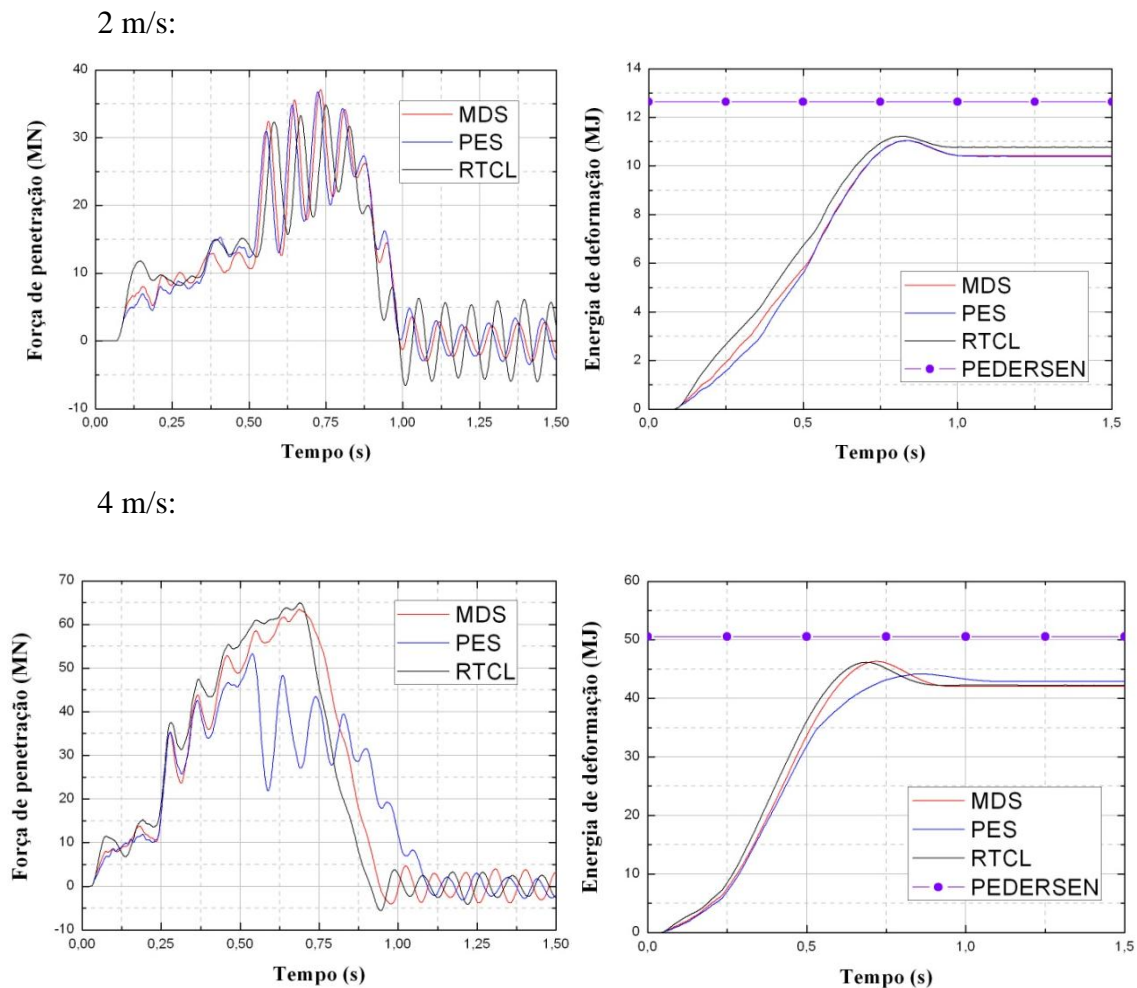


Figura 5.12: Colisão do PSV na caverna para partida em carga.

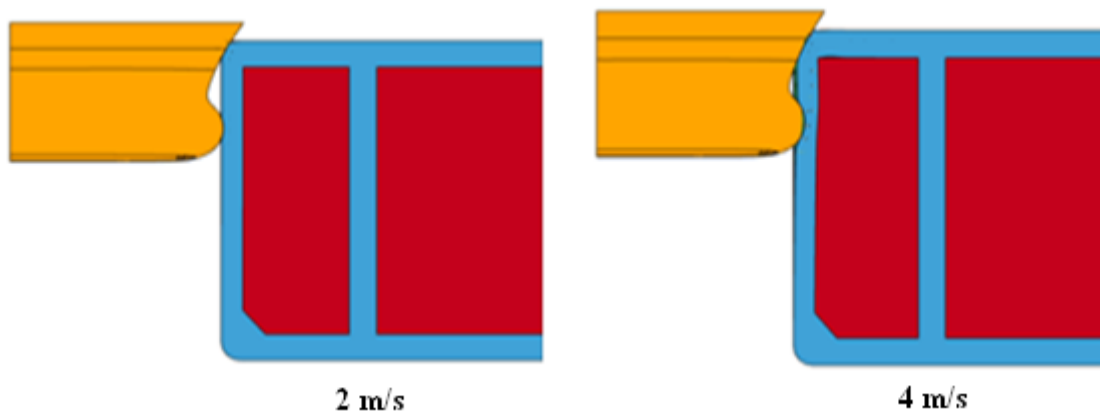


Figura 5.13: Grau de penetração da colisão do PSV na caverna do VLCC.

Nas figuras 5.14 a 5.21 mostram-se os resultados para a condição de partida em lastro. Na figura 5.14 observou-se um comportamento oscilatório que é originado pelos reforços do casco do navio: a longitudinal de costado e a escoa, que são atingidos na

colisão. Originando-se duas fases, a primeira fase é até o tempo de 0,375 s aproximadamente onde predomina a instabilidade e fratura da longitudinal de costado, já na segunda fase de 0,375 até 1,25 s o comportamento é atribuído à escoamento como é mostrado na figura 5.15 onde é fraturada a longitudinal (figura 5.15a) e o grau de penetração para a velocidade de 2 m/s, onde apenas o costado do navio e os reforços são danificados (figura 5.15b) para o critério de MDS.

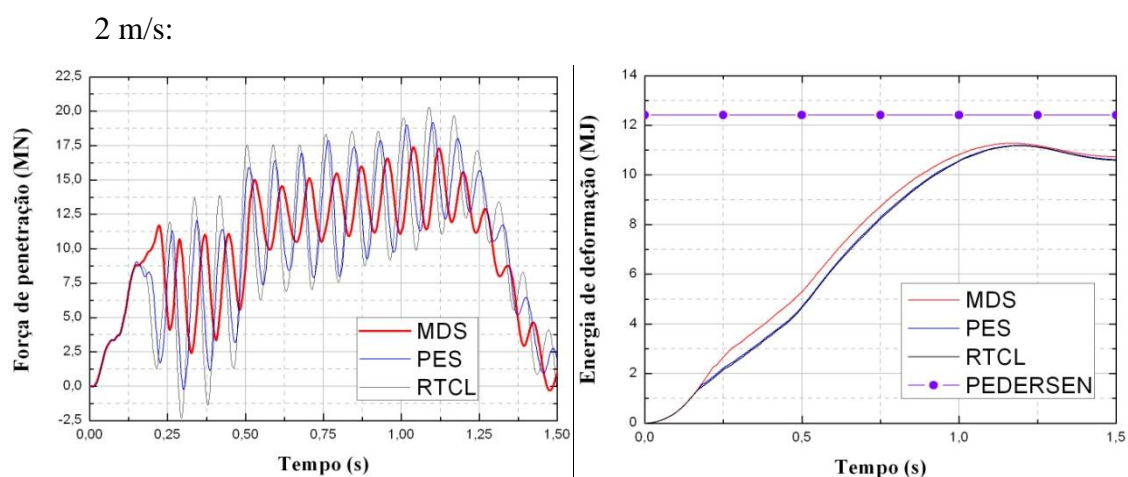


Figura 5.14: Colisão do PSV entre cavernas para partida em lastro.

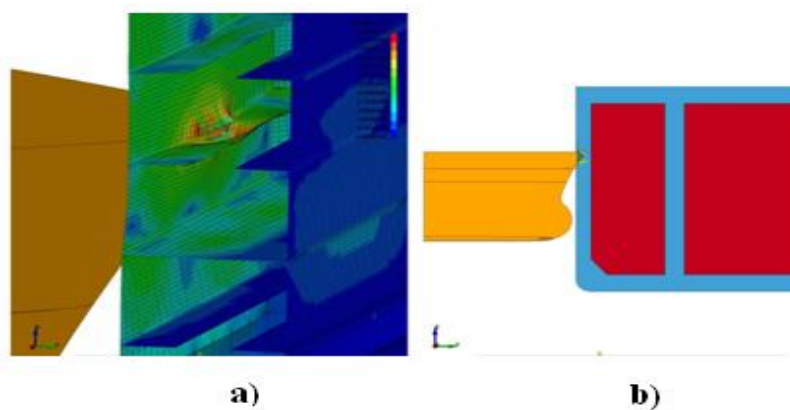


Figura 5.15: a) Fratura do costado para o critério de MDS, b) Grau de penetração da colisão do PSV entre as cavernas do VLCC para 2 m/s.

Para o caso da velocidade de 4 m/s, vide a figura 5.16, mostra-se um comportamento oscilatório até 0,5 s aproximadamente originado pelos reforços, como no caso anterior, e depois um certo acréscimo da força de penetração devido à interação do bulbo. Nestes resultados o critério de MDS tem menor absorção da força de penetração que os outros critérios, como é mostrada na curva de energia de deformação,

na qual o tempo de interação entre o costado do navio é menor, aproximadamente igual a 1,0 s.

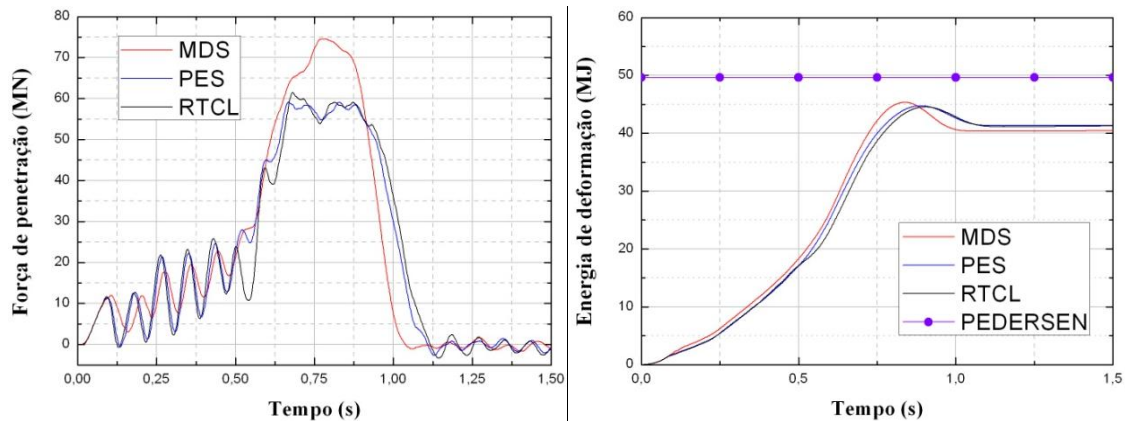


Figura 5.16: Colisão do PSV entre cavernas para partida em lastro.

A fratura do costado do navio e os reforços para local de colisão quando o bulbo atinge o navio VLCC é mostrado na figura 5.17a, e o grau de penetração é quase até o costado duplo do navio, mas não acontece a fratura, vide figura 5.17b.

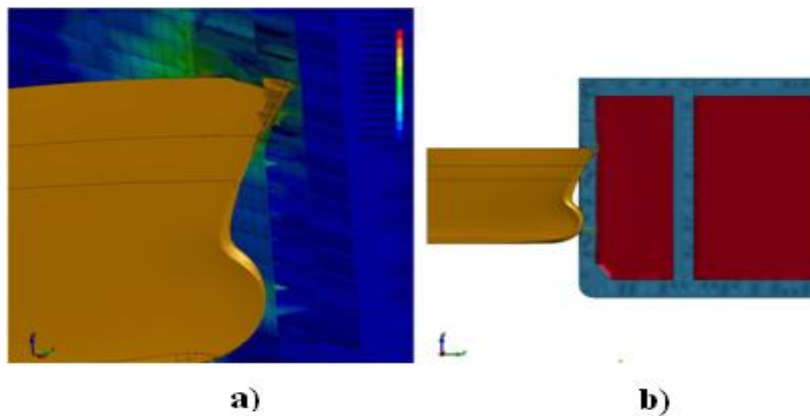


Figura 5.17: a) Fratura do costado para o critério de MDS, b) Grau de penetração da colisão do PSV entre as cavernas do VLCC para 4 m/s.

Na figura 5.18 observa-se um comportamento da força de penetração oscilatório, mas com um grau maior que da colisão entre cavernas, como foi mencionado anteriormente. Este comportamento é devido aos reforços, que neste caso inclui as cavernas. Todos os critérios apresentam comportamento oscilatório, e para ter um entendimento mostra-se a figura 5.19a para a fratura do costado do navio, a longitudinal e a caverna para um tempo aproximado de 0,375 s. Também o grau de profundidade é

mostrado, neste caso o valor é menor que a colisão entre cavernas para ambas as velocidades e para o critério de MDS, vide figura 5.19b.

2 m/s:

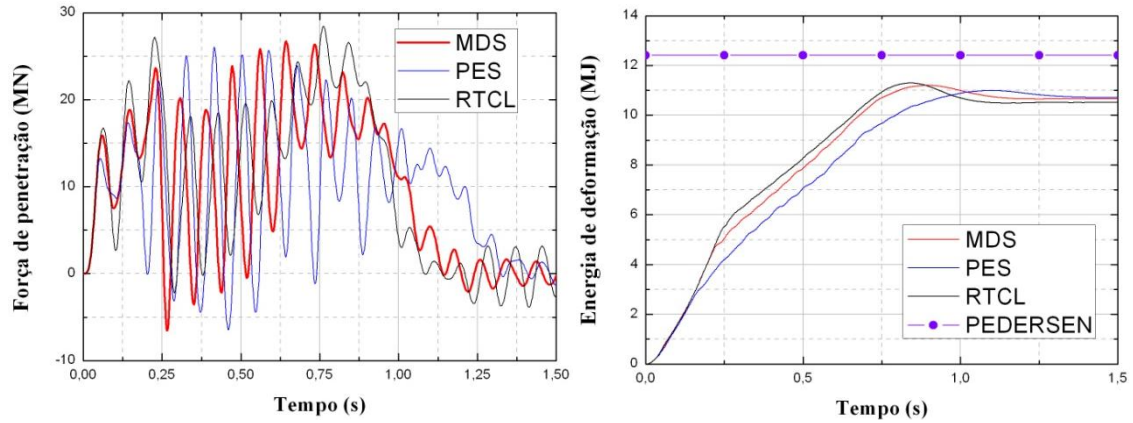


Figura 5.18: Colisão do PSV na caverna para partida em lastro.

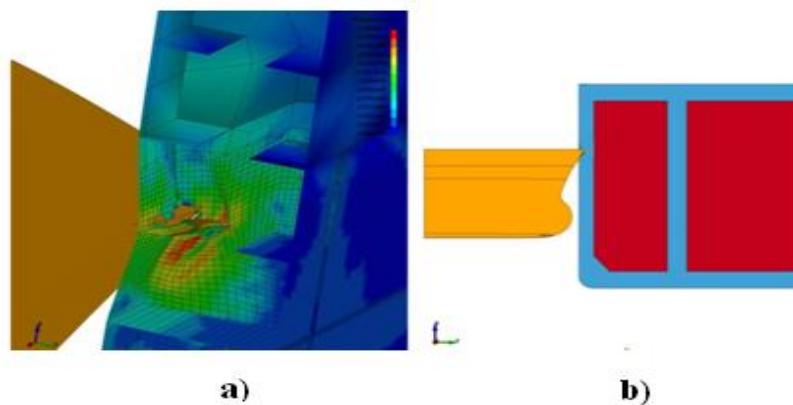


Figura 5.19: a) Fratura do costado para o critério de MDS, b) Grau de penetração da colisão do PSV na caverna do VLCC para 2 m/s.

O caso para a colisão na caverna para velocidade de 4 m/s é mostrado na figura 5.20 e observou-se um defasagem do critério de PES por acontecer primeiro a fratura no costado do navio para este critério. Também neste caso o critério de RTCL se afasta do comportamento dos outros critérios, acontecendo primeiro a fratura do costado do navio. A figura 5.21a mostra a fratura quando o bulbo começa a interagir e na e na figura 5.21b é mostrado o grau de penetração, mas não afeita o costado duplo do navio.

4 m/s:

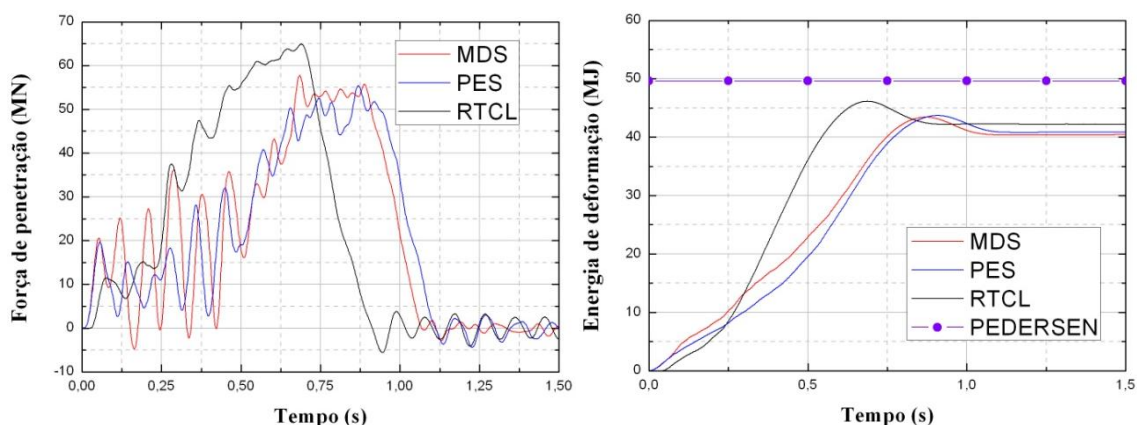


Figura 5.20: Colisão na caverna para partida em lastro.

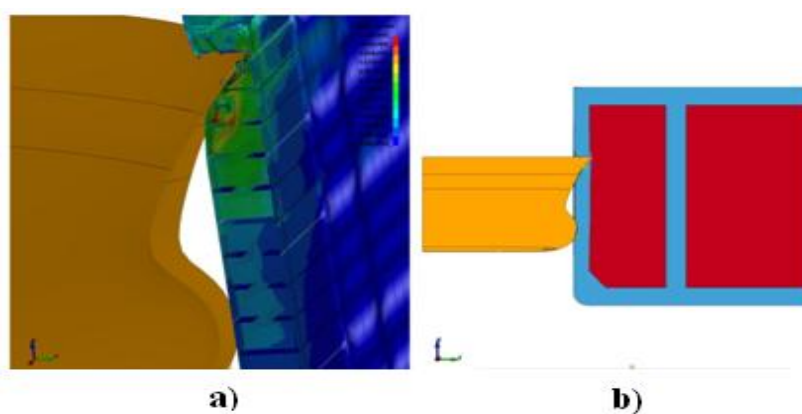


Figura 5.21: a) Fratura do costado para o critério de MDS, b) Grau de penetração da colisão do PSV na caverna do VLCC para 4 m/s.

Como comentário final os resultados obtidos pela formulação de Pedersen estão acima dos valores de energia de deformação numérica e o decaimento da curva de energia de deformação em todos os casos é devido a uma restauração elástica dos componentes estruturais.

No caso do encalhamento os resultados são mostrados através de curvas de energia de deformação devido à força horizontal, força horizontal e força vertical em função do avanço para os critérios mencionados anteriormente. Também são avaliados por considerar as metodologias analíticas simplificadas (MAS) de Hong e Amdahl e, são estudados parâmetros de ângulo de entrada do trapézio e altura de encalhamento.

Nas figuras 5.22 e 5.23 são apresentados o encalhamento do navio VLCC com ângulo de entrada de  $45^\circ$  (NI45NA20) para o fundo de mar tipo trapézio. Na figura 5.22 apresentam-se os resultados para uma altura de encalhamento de  $20\%H$ , onde se observou um comportamento periódico para a força horizontal com picos que correspondem à interação da caverna ou antepara com o trapézio. Também uma característica semelhante é apresentada para a força vertical, mas o comportamento depende do tipo de critério, por exemplo, os critérios RTCL e MDS apresentaram um comportamento similar, mas o critério de PES exibe um decaimento à medida que o deslocamento avança. Neste caso os valores de energia para todos os critérios estão acima do MAS.

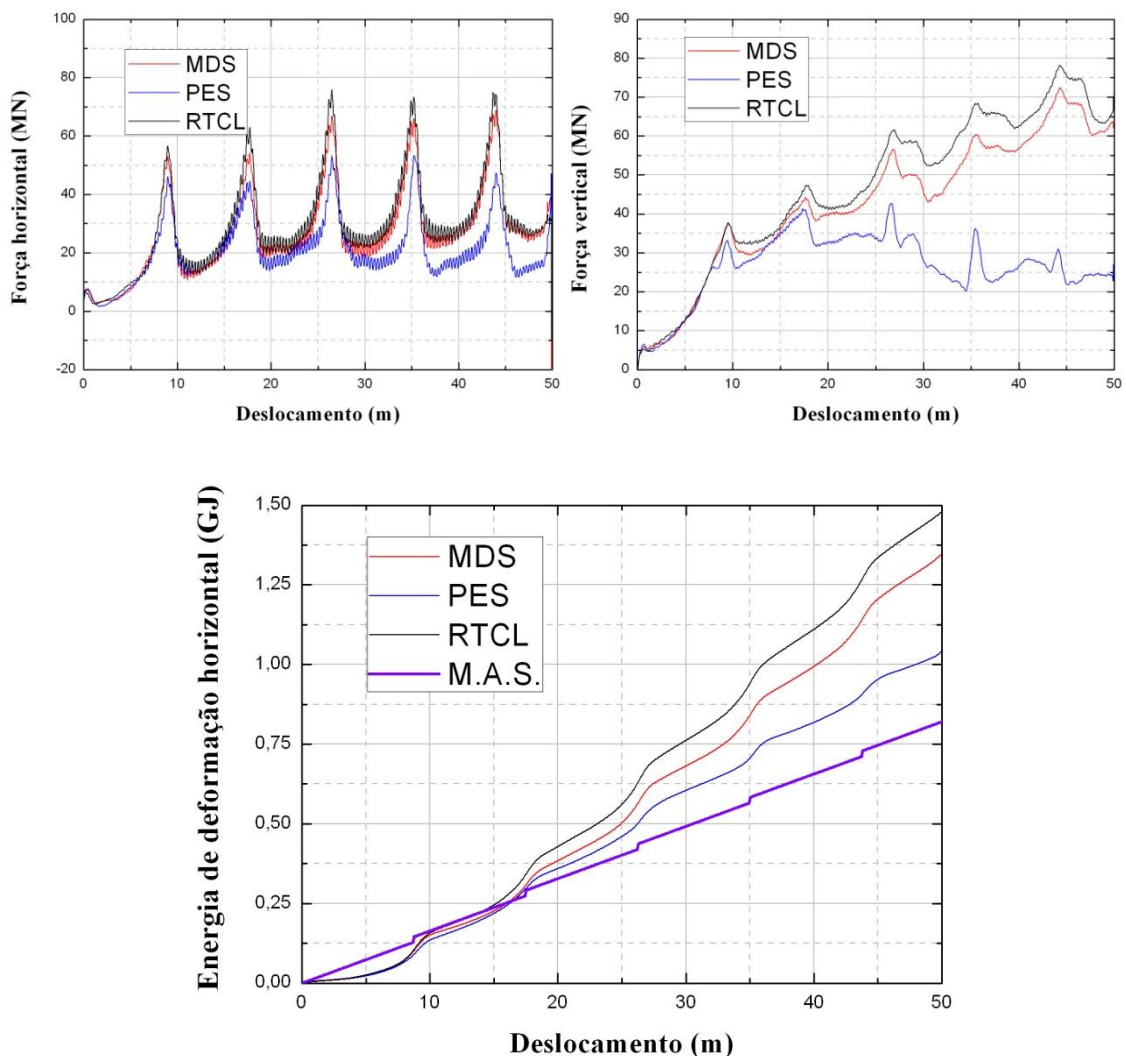


Figura 5.22: Força e energia em função do avanço para encalhamento de NI45NA20.

Para o caso do modelo NI45NA50 o comportamento qualitativo da força vertical e horizontal é periódico para os três critérios analisados, vide figura 5.23. A diferença quantitativa é evidenciada na energia de deformação. Neste caso o valor obtido para a energia de deformação pela MAS está próximo aos critérios de MDS e RTCL, a diferença do critério de PES que resulta ser inferior.

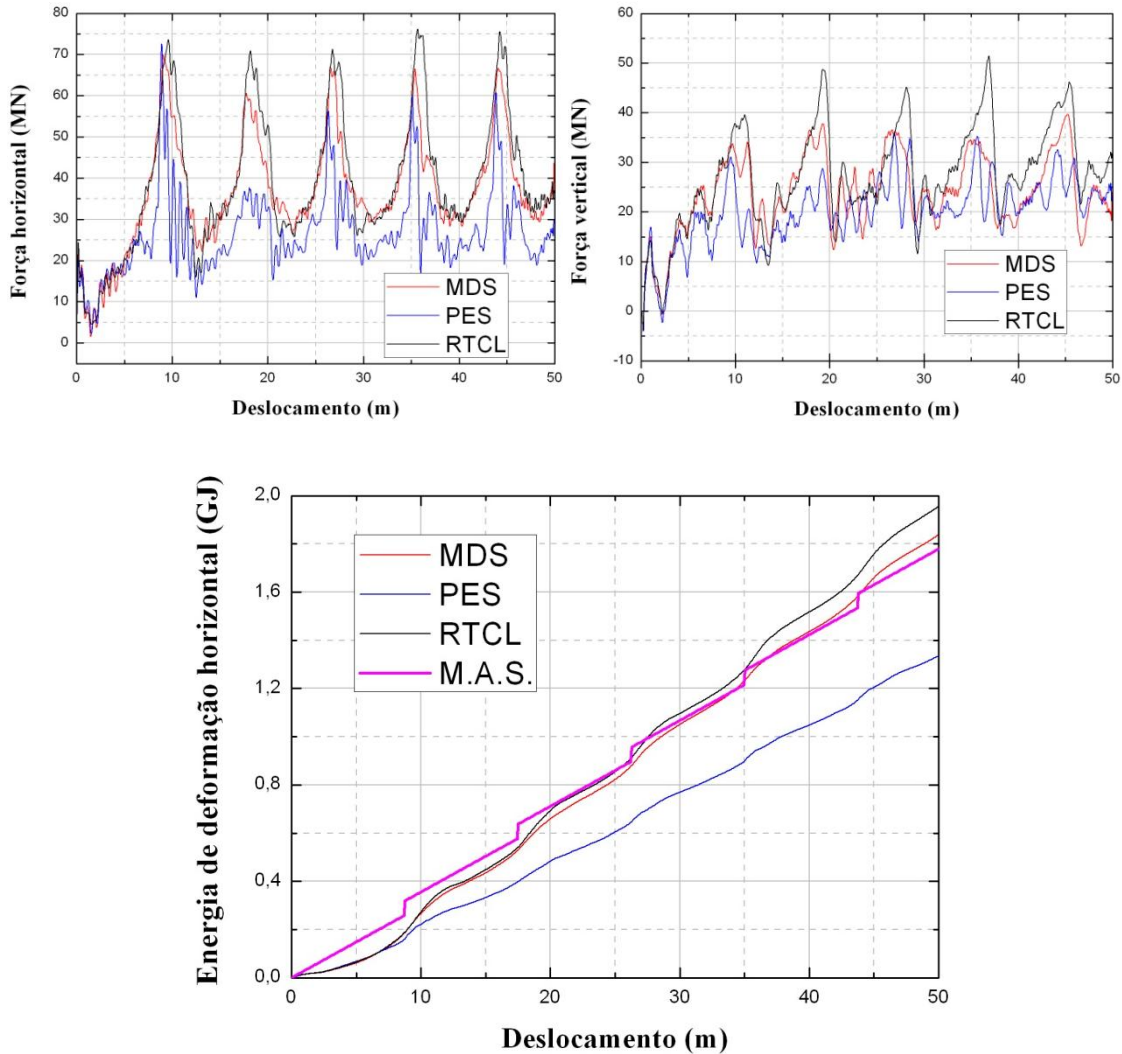


Figura 5.23: Força e energia em função do avanço para encalhamento do NI45NA50.

Em NI30NA20, observou-se uma boa estimativa qualitativa e quantitativa para cada critério de fratura devido a que a energia de deformação calculada pela MAS é inferior, mas esta na faixa dos resultados e porque o valor calculado pela MAS não considerou as longitudinais de fundo e do teto de fundo, vide figura 5.24.

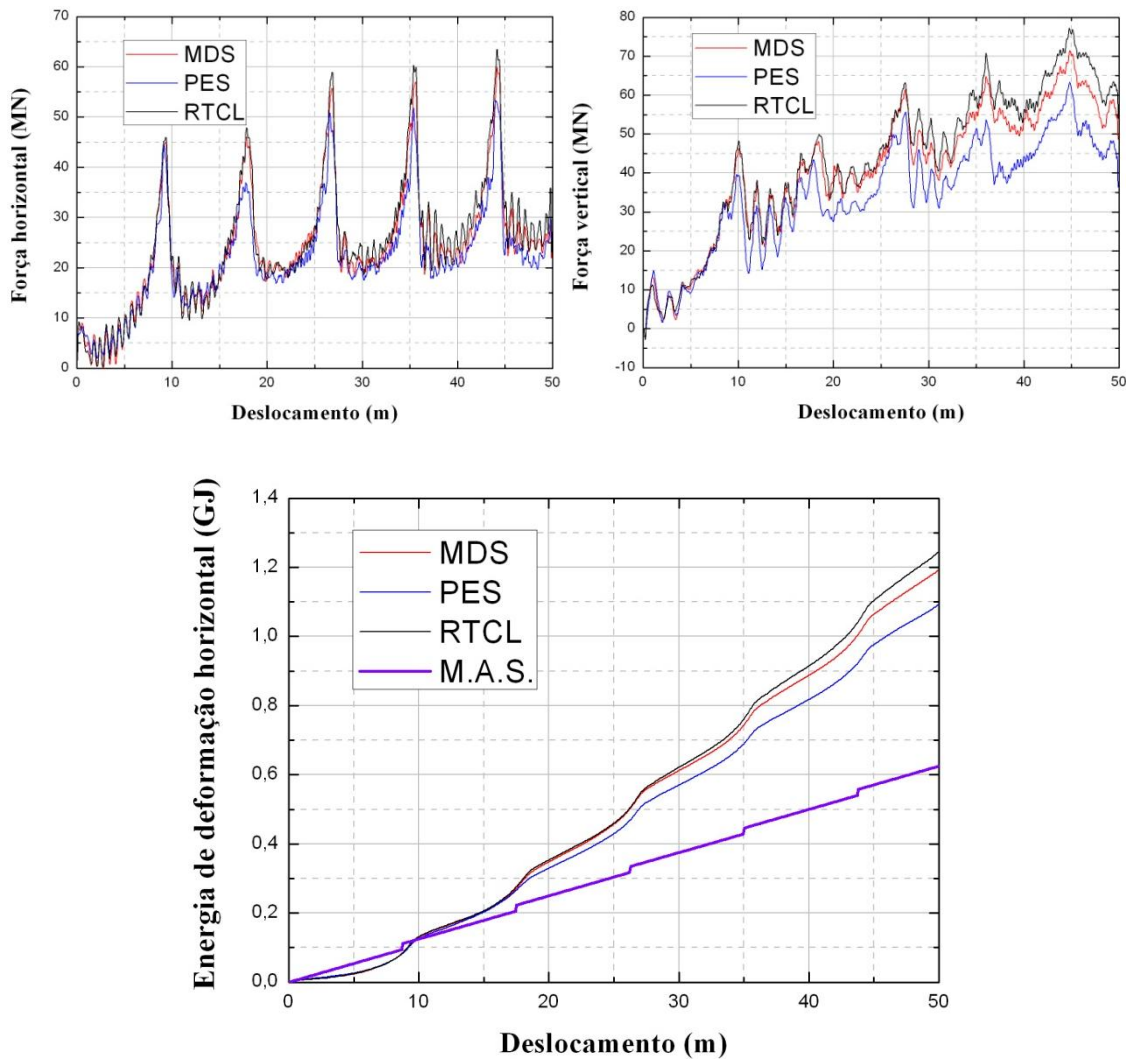


Figura 5.24: Força e energia em função do avanço para encalhamento do NI30NA20.

Em NI30NA50 o critério de PES está abaixo dos outros critérios de fratura para as forças horizontal e vertical, e o comportamento perde a forma periódica como no modelo de NI45NA50, além disso, o valor de energia de deformação está abaixo do valor calculado pelo MAS, vide figura 5.25.

Um comentário final do caso de encalhamento é que a altura de encalhamento afeta a forma periódica das forças de reação, e o ângulo de entrada do trapézio afeta o valor da energia de deformação. Ademais, os valores da MAS calculados para o modelo de NI45NA50 e NI30NA50 determinarão que o critério de PES para estes casos possa não ter uma boa aproximação por encontrar-se por abaixo da curva de energia.

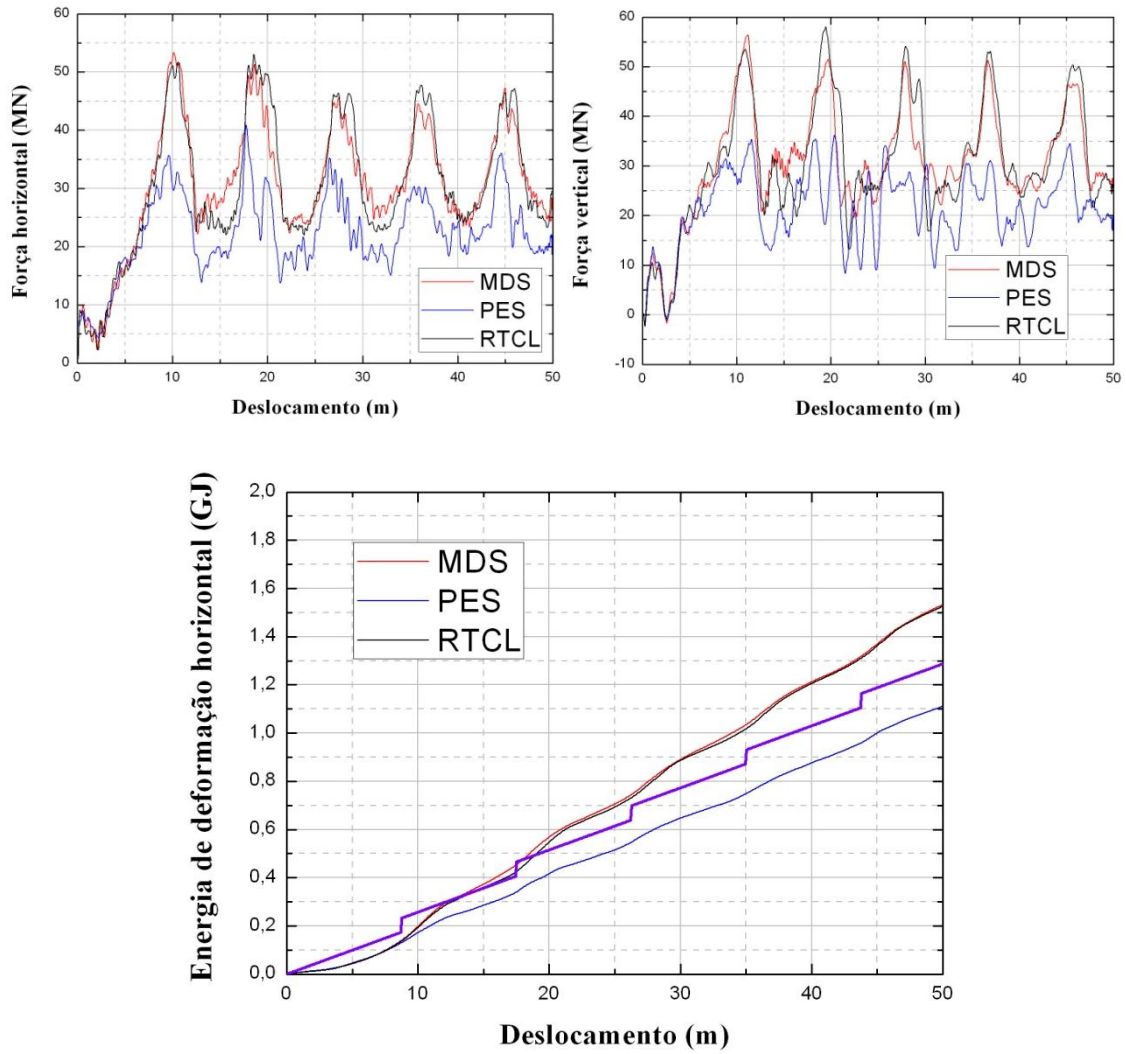


Figura 5.25: Força e energia em função do avanço para encalhamento do NI30NA50.

Na figura 5.26 observa-se as tensões de von Mises para o modelo NI30NA20 para o critério de MDS. Também se mostra o comportamento característico da estrutura do fundo do navio para todos os casos estudados, forma tipo telhado com índices de tensões maiores nas cavernas e anteparas.

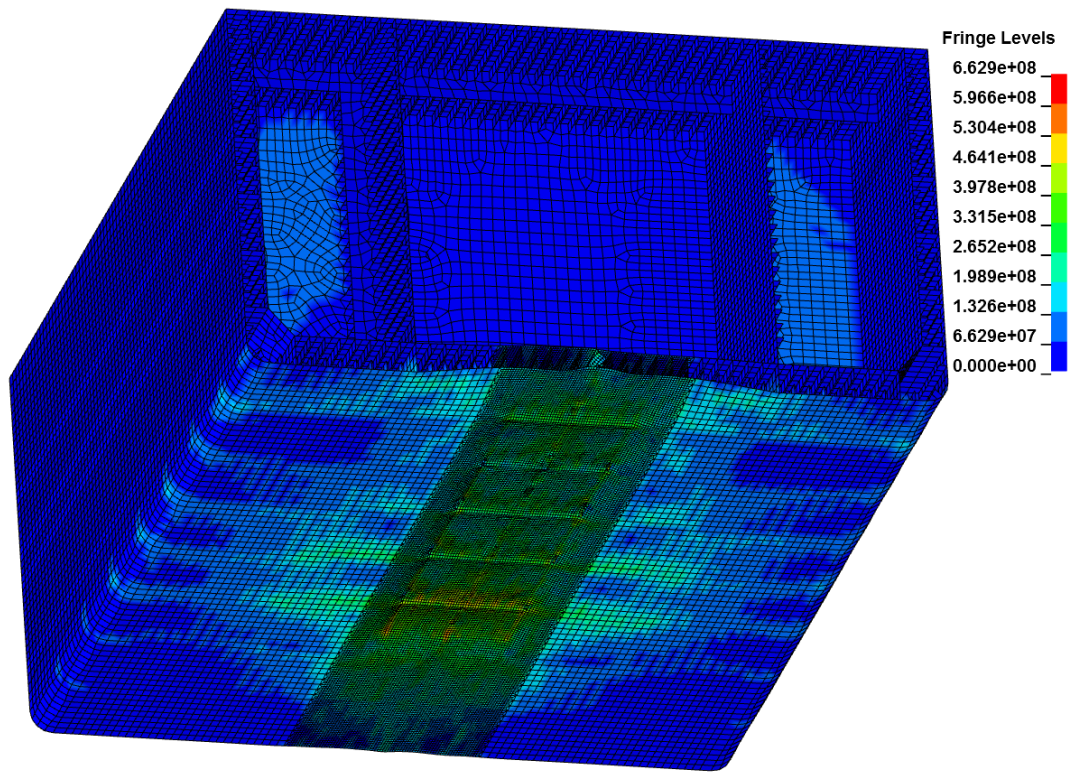


Figura 5.26: Tensões de von Mises para o modelo NI30NA20 com o fundo de forma tipo telhado depois do encaimento.

## CAPÍTULO 6

### CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS

Do estudo dos critérios de fratura para abalroamentos de navios, se logrou desenvolver uma sub-rotina de material (UMAT) para representar o comportamento elasto-plástico e introduzir os critérios de fratura. Este objetivo foi alcançado ao fazer simulações com o solver do LS-DYNA 971 e avaliar o modelo de painel reforçado de Ehlers para refinamentos de malha de 100, 50 e 25 mm utilizando o critério de máxima deformação (MD) com cinco pontos de integração. Os resultados obtidos da força de penetração foram bem sucedidos até a fratura da placa, depois de este ponto o valor apresenta certo desvio. No capítulo 3 foram apresentadas estas curvas. Do trabalho conclui-se que este desvio é devido ao ponto de integração escolhido pelo usuário para que aconteça a fratura ao fazer a programação do UMAT, para nosso caso escolhemos que a fratura do elemento aconteceu quando todos os pontos de integração através da espessura atingiu o valor da deformação efetiva de fratura.

Também, foi feito estudo de cada critério de fratura para análises de colisão e encalhamento através dos experimentos de ASIS (Holanda), SSML (Coréia do Sul) e NSWG (USA) obtendo-se bons resultados para os critérios de RTCL e MDS, este último critério foi obtido de forma empírica. O MDS considerou que a deformação plástica é igual ao valor da deformação efetiva obtida pela análise da sensibilidade de malha, obtendo-se bons resultados para os casos de Ehlers e NSWG, os resultados são mostrados no capítulo 4. Observou-se, deste estudo que um só critério de fratura não é capaz de representar os diversos cenários propostos nos acidentes de abalroamento e é dependente do grau de deformação eficaz escolhido, pelo qual uma análise de sensibilidade de malha é necessária.

Um resumo das conclusões destes ensaios é o seguinte:

- O critério de Germanischer Lloyds se afasta do resultado experimental quase em todos os casos dos modelos estudados. Só quando a malha foi de 25 mm (muito refinada) para o modelo de painel reforçado este valor se aproximou do experimental, devido ao grande aumento da deformação eficaz.
- O critério de máxima deformação com sensibilidade de malha para o caso do painel reforçado apresentou boas aproximações quantitativamente e qualitativamente para malhas de 100 e 50 mm, mas para a malha de 25 mm superestimou o valor da força de penetração.
- O critério de RTCL representou uma aproximação qualitativa moderada para o caso de BW (colisão entre reforços) e uma melhor aproximação para o caso OW (colisão nos reforços) para o caso do painel de costado duplo.
- O critério de T de fratura foi pouco satisfatório para todos os casos porque o valor obtido pode aproximar o valor da energia de deformação, mas não o comportamento da força de penetração, isto é devido a que os parâmetros utilizados não levam em conta a análise de sensibilidade de malha igual ao critério de deformação máxima.
- Para o caso do modelo de encalhamento o critério de RTCL e MDS representaram bem quantitativamente e qualitativamente, mas observou-se que este efeito não é local, isto é, as forças da reação obtidas dependem do arranjo da estrutura de fundo para desenvolver a forma oscilatória e os níveis máximos estão em função dos critérios de fratura.
- O critério de Peschmann só foi testado para o modelo de Ehlers por ser considerado em uma faixa de espessuras, e sua formulação para obter a deformação eficaz é típica, similar à formulação do critério de Germanischer Lloyds, mas o valor é considerado nas análises de colisão por ser obtido experimentalmente.

No estudo de caso para o modelo de colisão do navio PSV quando colide com um VLCC e o encalhamento do VLCC com um modelo de fundo de mar tipo trapézio, foi analisado o critério de máxima deformação com sensibilidade de malha, Peschmann e RTCL por ter boas aproximações dos trabalhos com os modelos experimentais, obtendo-se boa aproximação dos resultados numéricos com as formulações analíticas de

Pedersen [8] para colisão e com as formulações simplificadas de Hu e Amdahl [9] para o encalhamento, do qual se obteve o seguinte:

- As formulações de Pedersen [8] são dadas para obter o valor da energia de deformação e não estuda o comportamento da força de penetração do modelo para o caso da colisão. Em todos os casos o valor obtido encontra-se acima do valor numérico avaliando esta formulação para uma colisão em partida em carga e em partida em lastro para velocidades de 2 e 4 m/s.
- As curvas de energia de deformação, no caso da colisão apresentam uma queda quando o navio PSV deixa de interagir com o costado do navio VLCC, este comportamento deve-se à recuperação elástica das componentes estruturais do navio.
- Em nenhum caso dos cenários apresentados o costado duplo do navio VLCC é fraturado, pelo qual para o modelo proposto a zona de carga do navio não é atingida.
- O critério de fratura escolhido é determinante, devido a que se terá maior absorção do impacto ou uma fratura antecipada. Dos resultados todos os critérios representam bem os cenários de colisão estudados, do ponto de vista quantitativo, mas a escolha de um critério tomando em conta o comportamento é particular para cada caso, por não se ter dados experimentais.
- As formulações analíticas simplificadas de Hu e Amdahl [9] representam com boa aproximação o cálculo da energia de deformação para o encalhamento com o modelo de fundo de mar tipo trapézio, mas só até 50% da altura de encalhamento, devido a que o valor da energia de deformação calculada não pode estar acima do valor numérico encontrado, este último enunciado é concluído por fazer uma análise do encalhamento com outra altura de 20%, onde a energia pelas formulações analíticas esta acima do valor obtido do critério de fratura.

Portanto, os objetivos propostos no primeiro capítulo foram atendidos satisfatoriamente, mas, através do desenvolvimento do trabalho, surgiram diversas questões que oferecem oportunidades para trabalhos futuros:

- Incorporar a taxa de deformação no UMAT e pesquisar, para uma faixa de velocidades, o efeito de se considerar ou não a taxa de deformação para um modelo de um painel reforçado.

- Incorporar um critério de fratura que considere a sensibilidade de malha do material e estude o comportamento além do ponto máximo de tensão, no qual todos os critérios foram formulados.
- Fazer análises numéricas para outros tipos de aplicação, como é o caso de análise de predição de dano e fratura em dutos rígidos submarinos devido á combinação de esforços em altas profundidades.
- Desenvolver uma análise considerando os efeitos hidrodinâmicos para o caso de colisão e encalhamento e avaliar, para estes casos, as formulações simplificadas de Pedersen [8] e de Hu e Amdahl [9].
- Desenvolver testes experimentais dos modos de dano: corte, esmagamento e penetração e obter uma formulação fechada a partir do modelo geométrico danificado com ajuda do teorema de limite superior (*upper limit theorem*), mas incorporando o tipo de critério de fratura.

# REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] J.N. Samuelides and M.S. Marinatos, "Material modeling for finite-element simulation of ship impacts," in *4th International Conference on Marine Structures - MARSTRUCT*, Finland, 2013, pp. 187-198.
- [2] A. Zhang, "A study on ship collision and grounding using nonlinear finite element method," University of Tokyo, Japan, Degree of Doctor of Philosophy 2007.
- [3] J. L. Martinez, "Simulação numérica da colisão de uma embarcação com FPSO," in *23º Congresso Nacional de Transporte Aquaviário, Construção Naval e Offshore*, Brasil, 2010.
- [4] E. Lehmann and J. Peschmann, "Energy absorption by the steel structure of ships in the event of collisions," *Marine Structures*, vol. 15, pp. 429-441, December 2001.
- [5] A. Brown and D. Chen, "Probabilistic method for predicting ship collision damage," *Ocean Engineering International Journal*, vol. 6, pp. 54-65, 2002.
- [6] C. Rawson, K. Crake, and A.J. Brown, "Assessing the environmental performance of tankers in accidental grounding and collision," *SNAME Transactions*, vol. 106, pp. 41-58, 1998.
- [7] A. Zhang and K. Suzuki, "A comparative study of numerical simulations for fluid-structure interaction of liquid-filled tank during ship collision," *Ocean Engineering*, vol. 34, pp. 645-652, April 2007.
- [8] P. T. Pedersen and S. Zhang, "On impact mechanics in ship collisions," *Marine Structure*, vol. 11, pp. 429-449, December 1998.
- [9] Z. Hu, J. Amdahl, and L. Hong, "Verification of a simplified analytical method for predictions of ship groundings over large contact surfaces by numerical simulations," *Marine Structures*, vol. 24, pp. 436-458, June 2011.
- [10] J. Urban, "Crushing and fracture of lightweight structures," Technical University of Denmark, Denmark, PhD thesis 2003.
- [11] S. Ehlers, J. Broekhuijsen, H. Alsos, F. Biehl, and K. Tabri, "Simulating the collision response of ship side structures: A failure criteria benchmark study," *International Shipbuilding Progress*, vol. 55, pp. 127-144, 2008.
- [12] L. Zhang, E.D. Egge, and H. Bruhns, "Approval procedure concept for alternative arrangements," in *International Conference on Collision and Grounding of Ships*

- ICCGS, Tokyo, 2004.

- [13] T. Wierzbicki and Y. Bao, "On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space," *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 46, pp. 81-98, February 2004.
- [14] R. Sowerby and N. Chandrasekaran, "Application of McClintock's ductile fracture model by the growth of holes to the tensile straining of some spheroidized steels under superimposed hydrostatic pressures," *Materials Science and Engineering*, vol. 79, pp. 15-25, 1986.
- [15] J. R. Rice and D. M. Tracey, "On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 17, pp. 201-217, 1969.
- [16] B.P.P.A. Gouveia, J.M.C. Rodrigues, and P.A.F. Martins, "Fracture predicting in bulk metal forming," *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 38, no. 4, pp. 361-372, 1996.
- [17] S. Choi, Y. Lee, and H. K. Oh, "Ductile fracture in axisymmetric extrusion," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 74, pp. 263-267, 1998.
- [18] R. Tornqvist, "Design of crashworthy ship structures," Technical University of Denmark, Denmark, Degree of Doctor of Philosophy 2003.
- [19] N.P. Andrianopoulos, "Metalforming limit diagrams according to the T-criterion," *Journal of Materials Processing Technology*, pp. 213-226, February 1993.
- [20] J. L. Martinez, "Investigação dos efeitos na resistência global durante e após a colisão de navios," UFRJ/COPPE Programa de Engenharia Oceânica, Rio de Janeiro, Tese de M. Sc. 2010.
- [21] Marinha do Brasil. Diretoria de Portos e Costas. [Online]. [https://www.dpc.mar.mil.br/cipanave/rel\\_acidentes.htm](https://www.dpc.mar.mil.br/cipanave/rel_acidentes.htm)
- [22] International Union of Marine Insurance. IUMI-Statistics. [Online]. <http://www.iumi.com/index.php/committees/facts-a-figures-committee/statistics>
- [23] S. Yagi, H. Kumamoto, O. Muragishi, Y. Takaoka, and T. Shimoda, "A study on collision buffer characteristic of sharp entrance angle bow structure," *Marine Structures*, vol. 22, pp. 12-23, 2009.
- [24] G. Lu and C. R. Calladine, "On the cutting of a plate by a wedge," *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 32, no. 4, pp. 293-313, August 1990.

- [25] A. S. Khan and S. Huang, *Continuum theory of plasticity*.: John Wiley & Sons, 1995.
- [26] J. C. Simo and T. J. R. Hughes, *Computational Inelasticity*. New York: Springer-Verlag, 1998.
- [27] LS-DYNA 971 , *Theory manual*., 2006.
- [28] R. D. Krieg and S. Xu, "Plane stress linear hardening plasticity theory," *Finite Elements in Analysis and Design*, vol. 27, pp. 41-67, January 1997.
- [29] The Ship and Offshore Research Institute. (2012) Ship and Offshore Structural Mechanics Laboratory (SSML). [Online]. [http://www.kosori.org/02.R&D/01\\_01.asp](http://www.kosori.org/02.R&D/01_01.asp)
- [30] L. Hong and J. Amdahl, "Rapid assessment of ship grounding over large contact surfaces," in *5th International Conference on Collision and Grounding of Ships*, Finland, 2010, pp. 139-150.
- [31] J. P. Carrijo and R. Fonseca. (2006) Produção acadêmica. [Online]. [http://www.oceanica.ufrj.br/deno/prod\\_academic/relatorios/atuais/RodrigoD\\_JPa ulo/relat1/relat%201.htm](http://www.oceanica.ufrj.br/deno/prod_academic/relatorios/atuais/RodrigoD_JPa ulo/relat1/relat%201.htm)
- [32] DNV, Structural design of offshore ships, 2002.
- [33] L. Hong and J. Amdahl, "Crushing resistance of web girders in ship collision and grounding," *Marine Structures*, vol. 21, no. 4, pp. 374-401, October 2008.
- [34] ANSYS-LS DYNA 12.0 , *Structural analysis guide*, 2nd ed., 2009.
- [35] G. Wang, K. Arita, and D. Liu, "Behavior of a double hull in a variety of stranding or collision scenarios," *Marine Structures*, vol. 13, pp. 147-187, July 2000.
- [36] Y. PDC and JB. Caldwell, "Collision energy absorption of ship's bow structures," *International Journal of Impact Engineering*, vol. 7, pp. 181-196, February 1988.
- [37] F. Dunne and N. Petrinic, *Introduction to computational plasticity*.: Oxford, 2004.

# APÊNDICE I

## ARQUIVO DE ENTRADA PARA A SUB-ROTINA UMAT

O programa LS-DYNA 971 gera um arquivo de entrada tipo “(nome).k” o qual contém toda a informação do modelo numérico da análise da colisão ou o encalhamento e são, à sua vez, ordenados através de diversos comandos. Um destes comandos é o “\*MAT\_USER\_DEFINED\_MATERIAL\_MODELS”, que contém as variáveis necessárias para a utilização da sub-rotina UMAT, por exemplo, os pontos da curva tensão vs deformação do material e outras variáveis iniciais, o qual é mostrado na figura I.1.

*MAT_USER_DEFINED_MATERIAL_MODELS								
§#	mid	ro	mt	lmc	nhv	iortho	ibulk	ig
	1	7.85E-6	43	31	9	0	7	3
§#	ivect	ifail	itherm	ihyper	ieos	lmca	unused	unused
	0	1	0	0	0	0	0	0
§#	p1	p2	p3	p4	p5	p6	p7	p8
	0.207E+06	0.30	79620.E+0	2	4	5	1.725E+5	1.0E-6
§#	p9	p10	p11	eps1	eps2	eps3	eps4	eps5
	1.0E-6	10	0.71	0.00	0.03	0.067	0.100	0.13
§#	eps6	eps7	eps8	eps9	eps10	es1	es2	es3
	0.167	0.2000	0.233	0.267	0.30	341.4e+0	391.8e+0	441.4e+0
§#	es4	es5	es6	es7	es8	es9	es10	
	473.3e+0	497.3e+0	516.7e+0	533.22e+0	547.5e+0	560.27e+0	571.7e+0	

Figura I.1: Propriedades do material e outras variáveis no arquivo (nome).k, através do comando \*MAT\_USER\_DEFINED\_MATERIAL\_MODELS.

Na figura I.1, o grupo de variáveis do polígono de cor vermelho, abrange propriedades como:

mid = Designação numérica do material.

ro = Densidade do material.

mt = Designação numérica para a sub-rotina, desde 41 até 50, segundo o programa de LS-DYNA 971.

lmc = Quantidade de variáveis, que são contadas a partir do “p1” até “es9”.

nhv = Número de variáveis de saída, observa-se no LS-PREPOST do LS-DYNA 971, por exemplo, o incremento plástico ou a tensão equivalente de von Mises.

iortho = Designação ortotrópico; material não ortotrópico 0 (zero) e material ortotrópico 1 (um).

ibulk = Designação numérica do módulo de elasticidade volumétrica.

ig = Designação numérica do módulo de cisalhamento.

ivect = Designação para o trabalho com o UMAT, não permitido 0 (zero), permitido 1 (um).

ifail = Designação para a fratura, não permitido : 0, permitido: 1.

itherm, ihyper, ieos, lmc e unused = variáveis dependentes de efeitos térmicos e outras propriedades adicionais não utilizadas para as quais seus valores são iguais a zero.

p1 = Módulo de elasticidade.

p2 = Coeficiente de Poisson.

p3 = Coeficiente de cisalhamento.

p4 = FESC: Fator de escala.

**FESC -> 1** unidades da geometria em m.

**FESC -> 2** unidades da geometria em mm.

p5 = TCRI: Tipo de critério.

**TCRI -> 1** Deformação máxima (DM).

**TCRI -> 2** Germanischer Lloyd (GL).

**TCRI -> 3** Critério de Peschmann (PE).

**TCRI -> 4** Race-Tracey e Cockcroft-Latham (RTCL)

**TCRI -> 5** T de fratura (TF).

p6 = NPIT: Número de pontos de integração.

p7 = Módulo de elasticidade volumétrica.

p8 = Tolerância de aproximação ( $10^{-6}$ , segundo LS-DYNA 971).

p9 = Tolerância de existência ( $10^{-6}$ , segundo LS-DYNA 971).

p10 = Número de pontos da curva do material.

p11 = Valor de deformação máxima.

O outro grupo de variáveis especificadas dentro do polígono de cor verde representam os pontos da curva do material (vide figura I.2), onde as variáveis “eps” e “es” significam as deformações e tensões, respectivamente.

*MAT_USER_DEFINED_MATERIAL_MODELS									
§#	mid	ro	mt	lmc	nhv	iortho	ibulk	ig	
	1	7.85E-6	43	31	9	0	7	3	
§#	ivect	ifail	itherm	ihyper	ieos	lmca	unused	unused	
	0	1	0	0	0	0	0	0	
§#	p1	p2	p3	p4	p5	p6	p7	p8	
	0.207E+06	0.30	79620.E+0	2	4	5	1.725E+5	1.0E-6	
§#	p9	p10	p11	eps1	eps2	eps3	eps4	eps5	
	1.0E-6	10	0.71	0.00	0.03	0.067	0.100	0.13	
§#	eps6	eps7	eps8	eps9	eps10	es1	es2	es3	
	0.167	0.2000	0.233	0.267	0.30	341.4e+0	391.8e+0	441.4e+0	
§#	es4	es5	es6	es7	es8	es9	es10		
	473.3e+0	497.3e+0	516.7e+0	533.22e+0	547.5e+0	560.27e+0	571.7e+0		

Figura I.2: Pontos da curva da tensão vs deformação do material para o arquivo (nome).k, através do comando \*MAT\_USER\_DEFINED\_MATERIAL\_MODELS.

eps (1-9) = Valores de deformação.

es (1-9) = Valores de tensão.

## APÊNDICE II

# METODOLOGIA ANALÍTICA SIMPLIFICADA PARA ABALROAMENTO DE NAVIOS

Para avaliação do resultado numérico no capítulo 5 de um cenário de encalhamento em escala real foi utilizada uma metodologia analítica simplificada baseada no teorema de “*upper limit theorem*” para um modelo de fundo de mar tipo recife (trapézio). A metodologia obtém a energia de deformação e a força de penetração através de parâmetros geométricos, propriedade do material e modelos de geometrias danificadas através de formulações fechadas e avaliar de forma rápida os diferentes cenários com boa aproximação.

### **Métodos analíticos simplificados**

Hu e Amdahl [9] e Hong e Amdahl [33] desenvolveram formulações baseadas no teorema de “*upper limit theorem*” para diversos componentes estruturais como: longarinas, hastilhas, chapa de fundo, cavernas, escoas, convés entre outros ao atingir um carregamento lateral ou perpendicular para obter a energia de deformação e a força de penetração para cada componente. A aplicação em um cenário de abalroamento de esta metodologia é dada como a soma de cada componente e obter a energia resultante de deformação no local de impacto, de igual forma para a força. As formulações seguintes são dadas para um cenário de encalhamento e foram programadas em Mathcad 15.

## 1. Parâmetros iniciais

Correspondem às propriedades do material da estrutura analisada e alguns parâmetros geométricos como: altura de encahamento da cunha, ângulo de declive, espessura que são utilizados em todas as formulações e de acordo com as unidades da tabela II.1. A figura II.1 representa um encahamento de um fundo de navio com um modelo de fundo de mar (trapézio), o qual contém: longarinas, hastilhas e placa de fundo, para estes elementos são apresentadas as formulações para obter a energia de deformação resultante.

Tabela II.1: Unidades dos parâmetros iniciais.

Variáveis	Descrição
$t$	Espessura (mm)
$\sigma_y$	Tensão de escoamento (MPa)
$\sigma_u$	Tensão última (MPa)
$\sigma_0$	Tensão de escoamento (MPa)
$D$	Altura de encahamento da cunha (mm), vide-se figura II.1
$\alpha$	Declive da cunha (rad), vide-se a figura II.1

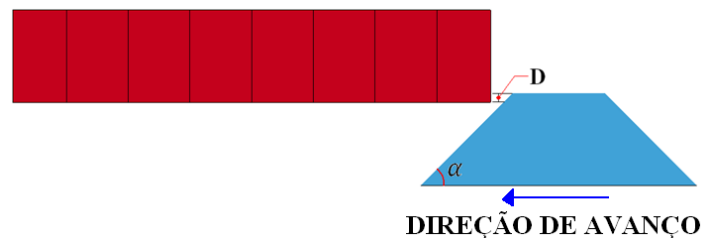


Figura II.1: Representação de um encahamento (fundo do navio – trapézio) para uma altura de encahamento ( $D$ ) e um ângulo de declive da cunha ( $\alpha$ ).

## 2. Longarinas

A formulação para a energia de deformação é dada de acordo a altura e ângulo de esmagamento que são dependentes da altura de encahamento e o ângulo de declive da cunha tipo trapézio (modelo de fundo de mar).

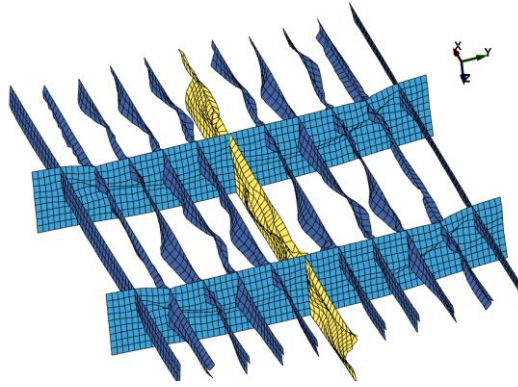


Figura II.2: Fundo do navio com longarinas danificadas.

A figura II.2 mostra o modo de esmagamento das longarinas e as longitudinais de fundo, mas para o valor da energia de deformação resultante não é considerado este último. A tabela II.2 mostra as formulações para este caso.

Tabela II.2: Formulação e descrição para o caso das longarinas.

Formulação previa	Descrição
$H_c = \frac{1,0836D + 0,0652}{2}$	Meia altura vertical de esmagamento
$\theta = \frac{0,94\alpha - 0,0048\alpha^2}{2}$	Ângulo de esmagamento
$M_0 = \frac{\sigma_0 t^2}{4}$	Momento perfeitamente plástico
$N_0 = \sigma_0 t$	Força de membrana plástica

**Energia de deformação (*Elong*):**

$$Elong = M_0 \pi H_c \left( 1 + 2\sqrt{1 + \tan(\theta)^2} \right) \left( \frac{1 - \tan(\theta)^2}{\tan(\theta)} \right) + \frac{4N_0 H_c^2}{\sqrt{3}} \sqrt{\frac{1}{4} + \tan(\theta)^2}$$

**Força horizontal de penetração (*Flong*) e comprimento de esmagamento (*Llong*):**

$$Flong = M_0 \pi \left( 1 + 2\sqrt{1 + \tan(\theta)^2} \right) + \frac{4N_0 H_c}{\sqrt{3}} \left( \frac{\tan(\theta)}{1 - \tan(\theta)^2} \right) \sqrt{\frac{1}{4} + \tan(\theta)^2}$$

$$Llong = \frac{H_c(1 - \tan(\theta)^2)}{\tan(\theta)}$$

### 3. Hastilhas

Apresentam o modo de esmagamento e as formulações para a energia de deformação e para a força horizontal de penetração são desenvolvidas em duas partes: a região de encahamento e outra referente às laterais. As formulações dependem do deslocamento horizontal de esmagamento e da largura da base menor para a cunha tipo trapézio. A figura II.3 mostra uma hastilha danificada no centro e nas laterais.

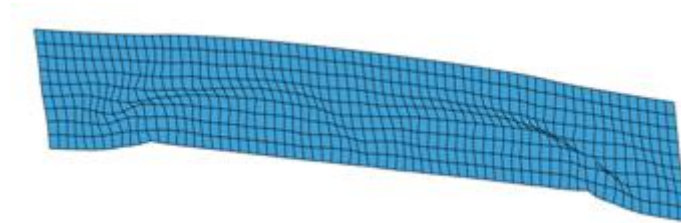


Figura II.3: Hastilha danificada em um encahamento.

Tabela II.3: Formulação e descrição para o caso das hastilhas.

Formulação previa	Descrição
$C_0$	Metade da largura da base menor da cunha tipo trapézio (mm)
$D_{hast}$	Comprimento entre hastilhas (mm)
$num$	Número de hastilhas
$\mu_0 = 2H_c \tan(\theta)$	Deslocamento horizontal de esmagamento, vide-se figura II.4
$b = 2,85H_c \sqrt{\frac{H_c}{t}}$	Meio comprimento da extensão de deformação na direção transversal.

Na figura II.4, mostra-se o modelo geométrico de uma hastilha, considerando um esmagamento horizontal, isto é, a cunha tipo trapézio passa na direção longitudinal da hastilha como indica a seta e também é observado um deslocamento horizontal do ponto “a”, conhecido como deslocamento horizontal de esmagamento, o ponto “b” e “c” são próprio do modelo e sofrem uma deformação por flexão.

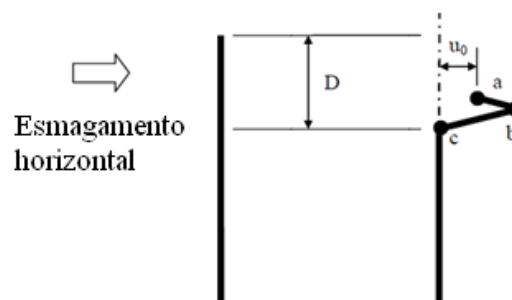


Figura II.4: Modelo de geometria danificada para esmagamento de uma hastilha.

**Energia de deformação do centro ( $E_{hastC}$ ) e lateral ( $E_{hastL}$ ):**

$$E_{hastC} = 4M_0 \left[ 2,58 \frac{H_c^2}{t} + \left( \frac{\pi}{2} \right)^2 t + \pi C_0 \right] \text{ (Centro)}$$

$$E_{hastL} = \frac{14}{3} \pi M_0 b + 29,68 \frac{N_0 H_c^3}{b} \text{ (Lado)}$$

**Força horizontal de penetração do centro ( $F_{hastC}$ ) e lateral ( $F_{hastL}$ ):**

$$F_{hastC} = \frac{E_{hastC}}{\mu_0} \text{ (Centro)}$$

$$F_{hastL} = \frac{E_{hastL}}{\mu_0} \text{ (Lado)}$$

**4. Chapa de fundo**

A energia de deformação e a força horizontal de penetração para a chapa do fundo é obtida supondo-se que ela desenvolve um comportamento de membrana, flexão e um aporte por conformação, de acordo com isto são apresentadas as formulações para este caso.

**Energia de deformação plástica por flexão ( $E_{plf}$ ):**

Tabela II.5: Formulação e descrição para o caso de flexão da chapa de fundo.

Formulação previa	Descrição
$\mu_{01} = D \tan(\theta)$	Deslocamento horizontal (na direção de avanço)
$\Delta\varphi = a \tan\left(\frac{D}{b}\right)$	Ângulo de flexão
$L_0$	Comprimento de avanço
$E_{plf} = 4M_0 L_0 \Delta\varphi$	

**Energia de deformação por membrana ( $E_{plm}$ ):**

Tabela II.6: Formulação e descrição para o caso de flexão da chapa de fundo.

Formulação previa	Descrição
$v_0 = \sqrt{D^2 + b^2} - b$	Deslocamento transversal
$E_{plm} = \frac{4}{\sqrt{3}} N_0 L_0 \sqrt{\mu_{01}^2 + v_0^2}$	

### Energia de deformação por conformação ( $E_{conf}$ ):

No caso da energia de deformação por conformação o valor é obtido em função do raio de conformação mostrado na figura II.5, mas no início este valor é desconhecido e para poder obtê-lo é necessário tentar uma quantidade de valores até que o valor da energia não mude. Na aplicação do capítulo 5 o faixa de valores do raio de conformação foi de 250 até 5000 mm, observou-se que o comportamento não mudou a partir do valor de 1000 mm, pelo qual este valor final de energia foi tomado. A figura II.6 mostra os resultados de este teste.

A tabela II.7 contém a formulação em função do raio de conformação e outros parâmetros mencionados anteriormente para este caso.

Tabela II.7: Formulação e descrição para o caso de conformação da chapa de fundo.

Formulação previa	Descrição
$R_0$	Raio de conformação
$E_{conf} = 4L_0 \left( \frac{2M_0 C_0}{R_0} \right)$	

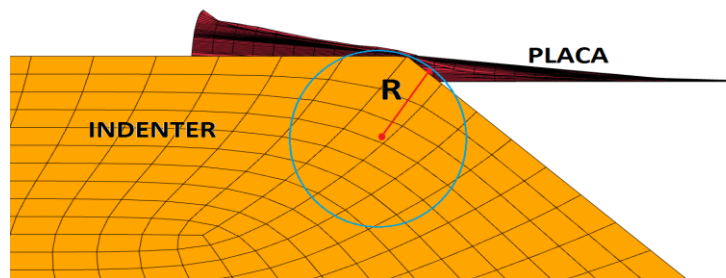


Figura II.5: Modelo geométrico para a conformação da chapa de fundo.

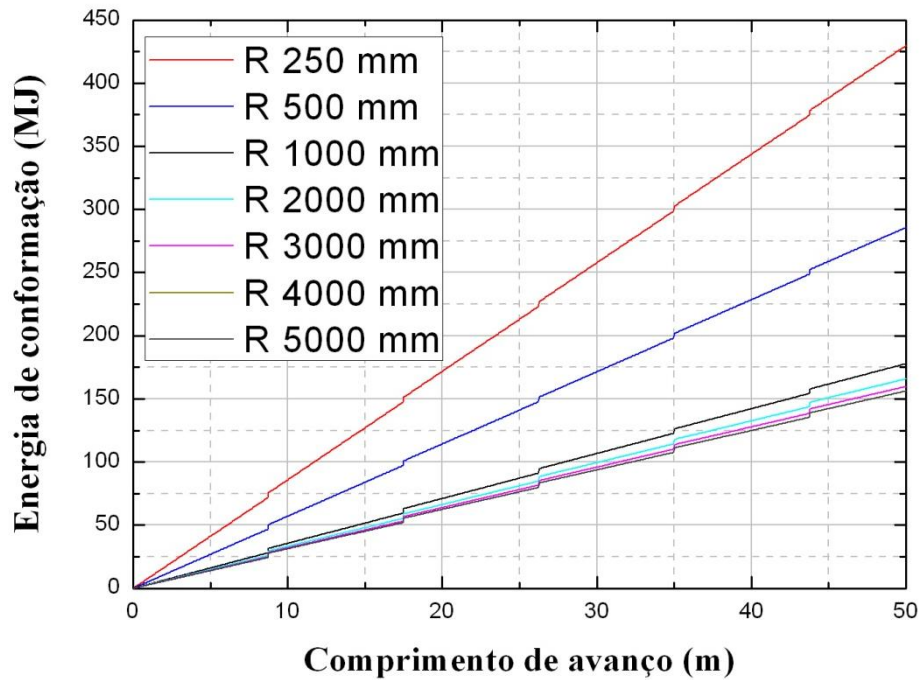


Figura II.6: Variação do raio de conformação.

**Energia de deformação da chapa de fundo (*Echapa*):**

$$Echapa = Eplf + Eplm + Econf$$

**Força horizontal de penetração da chapa de fundo (*Fchapa*):**

$$Fchapa = \frac{Eplaca}{L_0}$$

**5. Energia de deformação horizontal e força de penetração horizontal**

A energia de deformação resultante e a força horizontal de penetração (na direção de avanço da cunha tipo trapézio) serão a soma de todos os componentes estruturais mencionados anteriormente, como é formulado a seguir.

**Energia de deformação resultante (*Ehorz*):**

$$Ehorz = Elong + EhastC + EhastS + Eplaca$$

**Força horizontal de penetração ( $F_{horz}$ ):**

$$F_{horz} = F_{long} + F_{hastC} + F_{hastS} + F_{placa}$$

A energia de deformação resultante foi calculada sem considerar o atrito das superfícies em contato, pelo qual, este valor é multiplicado por um fator chamado “atrito” o qual considera um coeficiente de atrito (*cof atrito*) igual a 0,3.

$$Atrito = 1 - \frac{cof atrito}{(sen\alpha + cos\alpha cof atrito) cosa}$$

$$E_{horzfinal} = atrito \times E_{horz}$$