

AVALIAÇÃO DE DIFERENTES METODOLOGIAS DE ANÁLISE DE ESTRUTURAS DE BARRAS SUBMETIDAS A IMPACTO CONTRA UM OBSTÁCULO RÍGIDO

A. D. Meira Junior^a, M. Walber^a and I. Iturrioz^b

^aUPF-FEAR- Universidade de Passo Fundo – Faculdade de Engenharia e Arquitetura, Curso de Engenharia Mecânica, Cx Postal 611, agenor@upf.br, mwalber@upf.br, <http://www.upf.br>

^bUFRGS – Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica – PROMEC, Rua Sarmento Leite, 425 CEP 99050-970 – Porto Alegre – RS – Brasil, ignacio@mecanica.ufrgs.br, <http://www.mecanica.ufrgs.br/promec>

Palavras chave: impacto, estruturas reticuladas, Método dos Elementos Finitos, Método de Integração Explícita.

Resumo. O comportamento de veículos terrestres submetidos ao impacto é de grande relevância na engenharia automobilística existindo um volume considerável de trabalhos experimentais e teóricos nesta área. O estudo deste tipo de problemas utilizando elementos finitos de casca ou tridimensionais é utilizada com sucesso. No entanto, para certos tipos de estudos, como os de otimização estrutural, é exigida a possibilidade de criar modelos que sem perder os aspectos essenciais do problema permitam obter soluções em tempo computacional reduzido. Uma solução que apresenta esta característica consiste na utilização de sistemas formados por barras que levem em conta as possíveis formas de colapso. Neste contexto se pretende no trabalho proposto realizar uma avaliação da performance de um modelo formado por barras flexíveis e/ou rígidas unidas através de juntas esféricas e translacionais não lineares. No presente trabalho se realiza o ajuste da rigidez não linear das juntas esféricas e translacionais que simulam o comportamento dos elementos estruturais, a partir da análise de modelos em elementos finitos de casca que capturam o comportamento de estruturas tubulares de parede fina quando impactadas. Posteriormente a este ajuste são apresentados exemplos de diferentes graus de complexidade para validar o procedimento utilizado. Finalmente é apresentado um balanço sobre a performance do modelo simplificado implementado.

1 INTRODUÇÃO

A segurança de um veículo é um importante atributo de projeto que deve ser atingido de tal forma a se cumprir com as normas e regulamentações de segurança e também conseguir a obtenção de atrativos de marketing. Milhares de vidas humanas são perdidos em choques de veículos todos os anos no Brasil. *Crashworthiness*, a habilidade da estrutura absorver a energia de impacto para proteger os ocupantes durante um choque, é naturalmente um dos mais importantes critérios de projeto para a estrutura de veículos de passageiros. Entretanto, um projeto estrutural para *crashworthiness* é uma tarefa difícil para o qual o processo de projeto envolve decisões não óbvias uma vez que a estrutura tem que ser rígida o suficiente em algumas regiões para prevenir o colapso do compartimento dos passageiros e ainda permitir grandes deformações sem romper em outras regiões para poder absorver a energia durante o impacto.

O objetivo deste trabalho é estudar a viabilidade de utilizar um modelo numérico simplificado similar ao apresentado originalmente por Hamza & Saitou (2003, 2004a, b,c), Abramowicz (2003, 2004) e Ambrósio (2001), que permita avaliar o comportamento de uma estrutura de barras submetida a um teste de impacto. Os elevados tempos de processamento dos modelos tradicionais de MEF na simulação do “*crash*” dificultam a utilização prática desta metodologia em trabalhos de otimização bem como nos estágios iniciais de projeto. Uma alternativa eficiente para contornar semelhante problema consiste na utilização de modelos simplificados formados por massas e molas (juntas esféricas e translacionais) conectados por vigas formadas com material elásto-plástico flexível e/ou rígido como a que será aqui apresentada.

Após a presente introdução na seção 2 são apresentadas as características fundamentais do colapso deste tipo de estrutura, posteriormente na seção 3 uma breve revisão sobre modelos simplificados de análise, na seção 4 os fundamentos das metodologias de levantamento das curvas de rigidez de elementos estruturais, na seção 5 aplicações práticas, na seção 6 uma discussão dos resultados e na seção 7 se apresentam finalmente conclusões sobre a aplicabilidade desta metodologia.

2 TUBOS DE PAREDE FINA: FORMAS DE COLAPSO ESPERADAS

O modo de falha de elementos estruturais de parede fina durante um evento de crash pode ocorrer de duas formas: *crushing* (amassamento) e flexão (Hamza & Saitou, 2004). O amassamento ocorre quando a carga principal sobre o membro está atuando na direção axial e excede a tensão de flambagem em alguma parte da estrutura do elemento. O elemento estrutural então começa a se deformar mais rapidamente na direção axial enquanto sua resistência à deformação cai devido à deformação plástica do material e ao crescimento de imperfeições geométricas ou distorções.

O colapso por flexão ocorre quando o momento fletor sobre o membro estrutural causa uma tensão sobre o lado comprimido da seção de parede fina que excede a tensão de flambagem.

Algumas curvas de resistência ao amassamento versus comprimento de amassamento adimensionalizada e resistência à flexão versus ângulo de flexão adimensionalizada para um tubo de seção transversal 50x50mm são apresentadas na Figura 1, onde pode ser observado que as curvas características da resistência à deformação para ambos amassamento e flexão tem a mesma forma geral. Esta forma é caracterizada por um rápido pico de resistência à deformação o qual é seguido por uma queda até um patamar onde permanece estável.

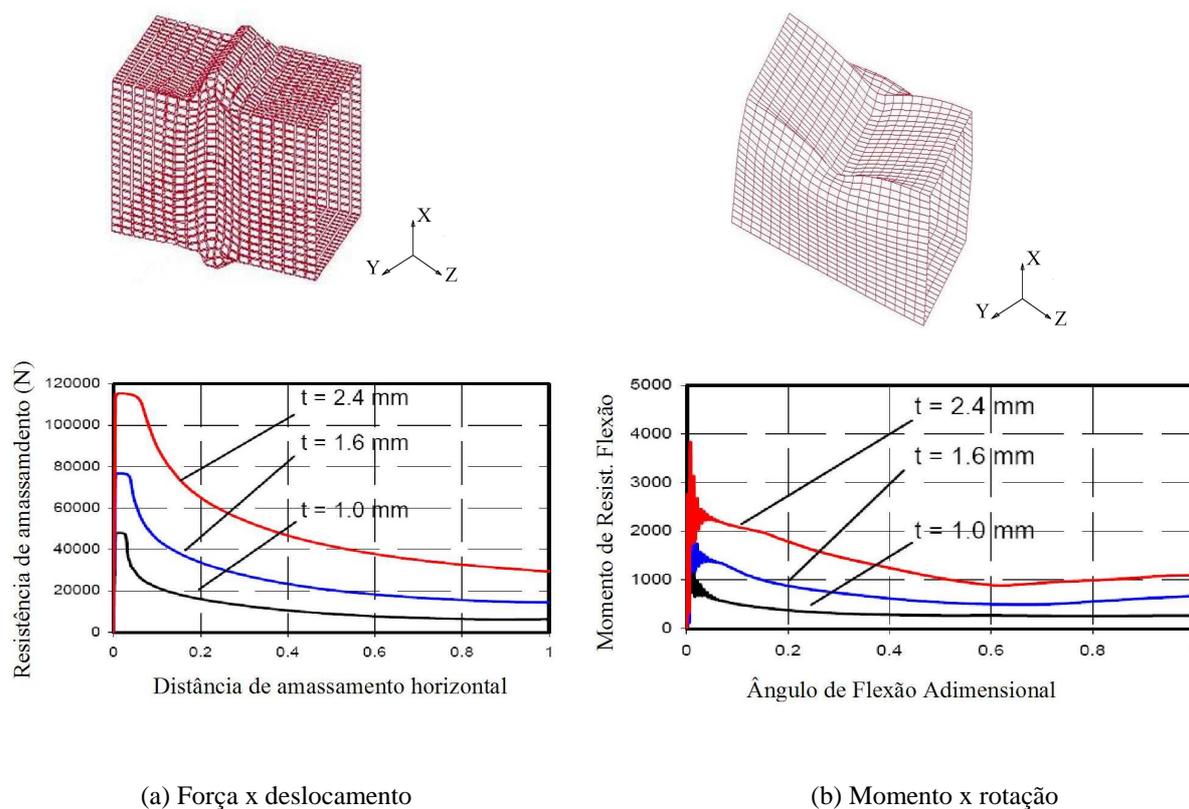


Figura 1: Tubo de seção quadrada 50 x 50 mm, Hamza & Saitou (2004).

3 MODELOS SIMPLIFICADOS DE ANÁLISE

Com o intuito de elaborar uma metodologia simplificada para simulação do comportamento de estruturas sob impacto dedicada à utilização em estágios de início de projeto, bem como com objetivo de otimização estrutural, modelos analíticos têm sido desenvolvidos para obtenção de estimativas rápidas da resposta sob colapso de estruturas formadas por elementos de parede fina. Segundo Kim & Wierzbicki (2001) o amassamento no local da falha pode ser modelado utilizando o conceito de “*superbeam element*”. O conceito de “*superbeam element*” é basicamente uma extensão do conceito de rótula plástica generalizada. Tal “rótula” é caracterizada pelo seu comprimento de referência $2H$, o qual corresponde ao comprimento típico de uma onda de amassamento num processo de colapso progressivo. Um “*superbeam element*” pode ser considerado como uma simples “mola”, que tem as propriedades de colapso características da estrutura. Kim & Wierzbicki (2001) descrevem uma metodologia na qual a seção transversal é discretizada em quatro molas iguais (Figura 2), a qual tem as relações características de força e deslocamento mostradas na Figura 3, onde ξ_y é a deformação específica de escoamento, ξ_{cr} é a deformação crítica e σ_0 é a tensão de escoamento.

A resposta ao amassamento para uma única dobra é descrita por células deformáveis de altura igual ao comprimento de uma onda de amassamento $2H$ (Figura 4). Duas células deformáveis separadas por uma viga de material elásto-plástico formam um superelemento denominado de “*superbeam element*” (Abramowicz, 2004). Pode-se discretizar uma viga no limite como sendo formada somente por células deformáveis, sendo eliminada assim a viga intermediária, obtendo-se assim a discretização máxima permitida, função da altura $2H$ da célula e do comprimento do tubo a ser discretizado.

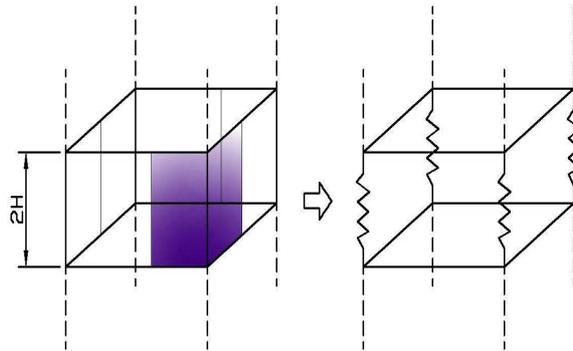


Figura 2: *Superbeam element*, Kim & Wierzbicki (2001).

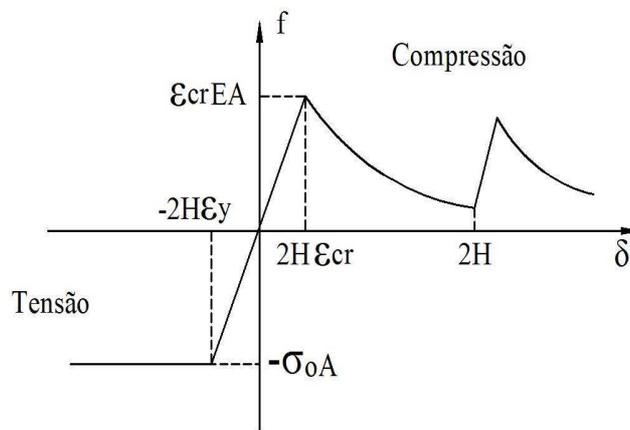


Figura 3: Curva Força x deslocamento (Kim & Wierzbicki, 2001).

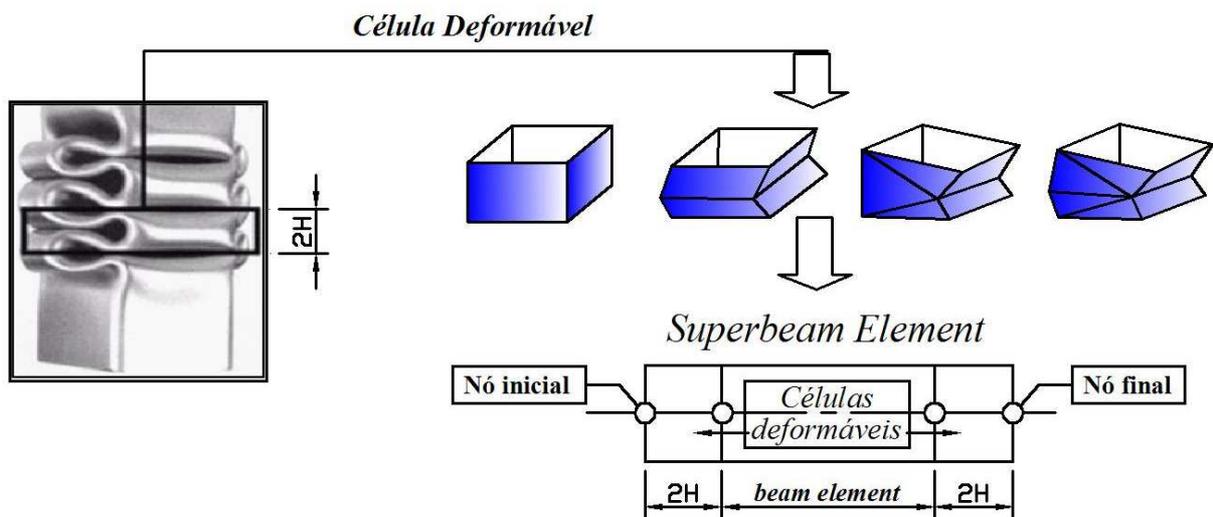


Figura 4: Conceito de *Superbeam element* (Abramowicz, 2004).

Ambrósio (2001) descreve o comportamento de sistemas multicorpo. Um sistema multicorpo é uma coleção de corpos rígidos ou flexíveis conectados por juntas cinemáticas (juntas esféricas, juntas translacionais, molas) como mostrado na Figura 5. Estes sistemas são complexos arranjos de subsistemas mecânicos e estruturais com diferentes propósitos de projeto e comportamento mecânico. Estruturas podem comportar-se como sistemas multicorpo devido a grandes rotações ou porque desenvolvem mecanismos de deformação definidos, como em aplicações de *crashworthiness*. Baseado em dinâmica de corpos rígidos um sistema de deformações podem ser descrito utilizando modelos de deformações substitutos como, por exemplo, elementos de mola-amortecedor. Para atender estes objetivos sistemas multicorpos tem sido utilizado, combinando vigas com juntas cinemáticas. A principal vantagem desta forma de proceder está no pequeno número de parâmetros requeridos para descrever o comportamento estrutural.

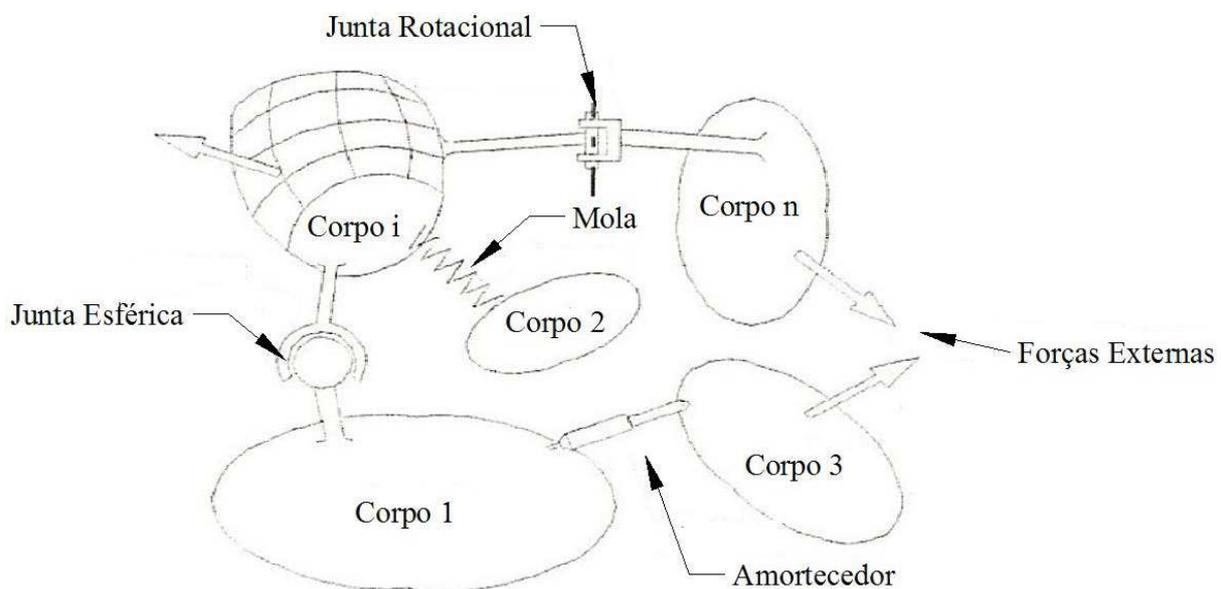


Figura 5: Sistemas multicorpo. Fonte: Ambrósio (2001).

A presença de juntas cinemáticas restringe o movimento relativo entre corpos adjacentes reduzindo o número de graus de liberdade do sistema. Por exemplo, o número de graus de liberdade relativos entre dois corpos conectados por juntas esféricas é três. Para juntas de revolução o número de graus de liberdade relativos é um.

A metodologia proposta por Ambrósio (2001) se propõe a montar elementos rígidos unidos através de juntas do tipo apresentado na Figura 6.

As características do sistema mola-amortecedor que descreve as propriedades das juntas não lineares são obtidas por meio de testes experimentais dos componentes, análise de simulações feitas com o método dos elementos finitos considerando não linearidade física e geométrica ou métodos analíticos simplificados. Por exemplo, para uma rótula plástica de flexão a rigidez da mola é expressa como uma função da mudança do ângulo relativo entre dois corpos adjacentes conectados pela rótula plástica, como mostrado na Figura 7.

O típico relacionamento constitutivo torque-ângulo mostrado na Figura 7 é encontrado ensaiando uma barra a flexão. A forma deste tipo de curvas mudará em função da forma e dimensões da seção transversal, das características elasto-visco-plásticas do material, e da interação entre esforços.

Na próxima seção se realiza o levantamento de curvas que permitiram alimentar o

comportamento das juntas do sistema multicorpo proposto baseado na proposta original de Ambrosio (2001).

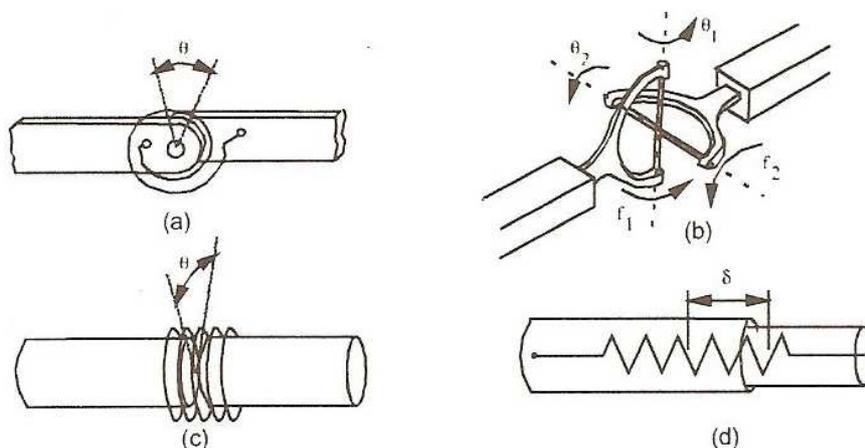


Figura 6: Modelos de rótulas plásticas para diferentes condições de carregamento: a) um eixo de flexão; b) flexão com dois eixos; c) Torção; d) Axial. Fonte: Ambrósio (2001).

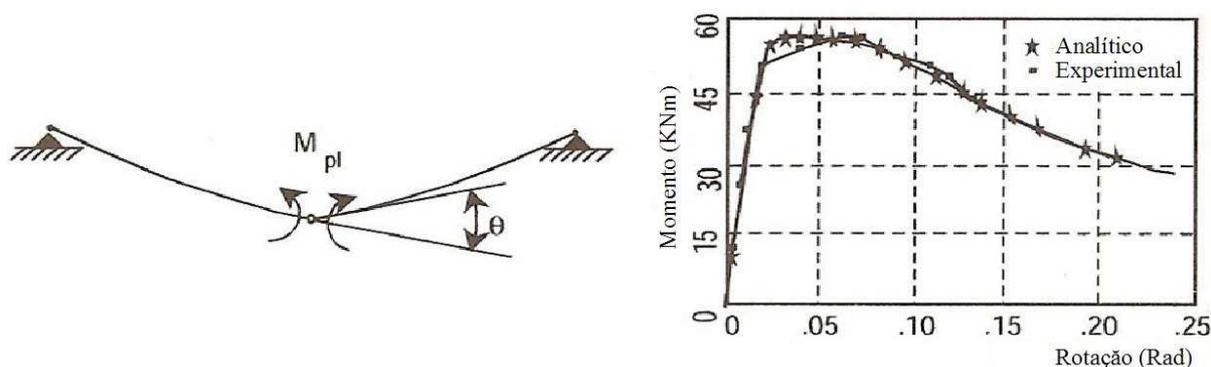


Figura 7: Momento de flexão da rótula plástica e sua relação constitutiva. Fonte: Ambrósio (2001).

4 LEVANTAMENTO DAS CURVAS

4.1 Metodologias de obtenção de curvas

Hamza & Saitou (2003, 2004a,b,c), Abramowicz (2003, 2004) e Ambrósio (2001) propõe o levantamento das curvas através da utilização de um banco de dados de componentes pré-analisados por MEF que identificarão as propriedades das molas não lineares conforme mostrado nas Figuras 1 e 7. Para construção deste banco de dados diversas análises de MEF devem ser realizadas para diferentes condições de impacto (*crash*) e diferentes seções de tubos de paredes finas. As seções utilizadas neste trabalho são os tubos de parede fina de seção quadrada, que são os utilizados na fabricação de estruturas de carrocerias de ônibus interurbano. Pela metodologia proposta por Hamza & Saitou (2003, 2004a, b, c) os tubos devem ser modelados com comprimento curto de tal forma que efeitos de flambagem global de tubos longos possam ser negligenciados. A modelagem deve incluir imperfeições de forma senoidal com deslocamento máximo fora do plano de 1/100 da espessura da parede do tubo como inicializador da formação do modo característico de flambagem. As imperfeições devem ser colocadas no terço central do tubo, de forma que somente uma dobra central se

forme. Tanto Abramowicz (2003, 2004) como, Kim & Wierzbicki (2001) apresentam metodologias similares para a obtenção destas curvas.

4.2 Interação entre a flexão e o esforço normal. Obtenção das curvas

A interação entre a flexão e o esforço normal é de grande importância no estudo de estruturas automotivas uma vez que no estudo de *crashworthiness* a maioria dos elementos que formam as estruturas estão sujeitos a uma combinação de carregamento de compressão e flexão simultânea.

Kim & Wierzbicki (2001) apresenta uma metodologia para caracterizar esta interação. Eles estudam o comportamento de colunas prismáticas com seção transversal quadrada com relação de aspecto (b/t) ($80/1.6=50$ e $80/2.4=33.33$) onde b é a largura da seção e t sua espessura. A Figura 8 apresenta a configuração do modelo citado.

A extremidade inferior é engastada e a extremidade superior é submetida a uma velocidade de deslocamento v e uma velocidade angular w prescrita. Diferentes relações de v/w são aplicadas o que implica em submeter à estrutura a diferentes combinações de esforço normal e momento fletor.

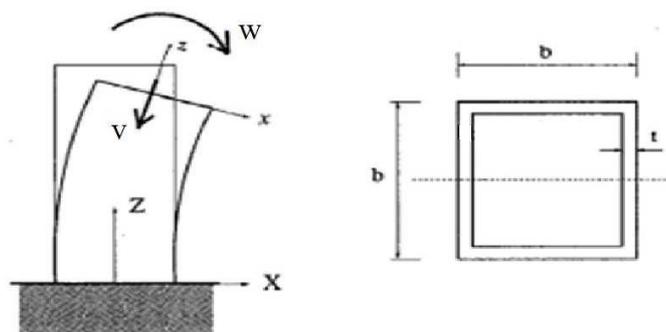


Figura 8: Configuração do modelo. Kim & Wierzbicki (2001).

Dois sistemas de coordenadas são utilizados neste modelo como é mostrado na Figura 8. O primeiro é o sistema de coordenadas global (X, Y, Z) tendo sua origem no centro da extremidade inferior do engaste da viga indeformada e o segundo é o sistema de coordenadas local (x, y, z) vinculado ao centro da seção transversal do extremo superior da viga. O sistema de coordenadas locais acompanha a configuração deformada da seção transversal da extremidade superior. Kim & Wierzbicki (2001) definem um parâmetro η que determina a contribuição relativa da compressão e da flexão.

$$\eta = (3bw)/(8v) \quad (1)$$

Os valores de η podem variar de 0 a infinito, em função disto resulta conveniente considerar $\eta = \tan(\varphi)$, sendo que φ varia de 0° a 90° . O caso quando $\eta = 0$ ($\varphi = 0^\circ$) é simplesmente uma compressão pura, enquanto $\eta = \infty$ ($\varphi = 90^\circ$) corresponde a flexão pura.

Kim & Wierzbicki (2001) propõe uma metodologia para construção do local de início de falha. Considerando a distribuição de tensão sobre a seção transversal, a curva de interação entre a força axial e o momento fletor pode ser obtida analiticamente. A partir da hipótese de Euler-Bernoulli a posição da linha neutra é calculada como:

$$\xi = -v/w \quad (2)$$

Dependendo do valor de ξ , os seguintes três casos podem ocorrer (Figura 9):

- Caso (a): a linha neutra é posicionado entre a linha de centro da seção transversal e a parede do tubo.
- Caso (b): a linha neutra está dentro da parede do tubo.
- Caso (c): a linha neutra está fora da seção transversal.

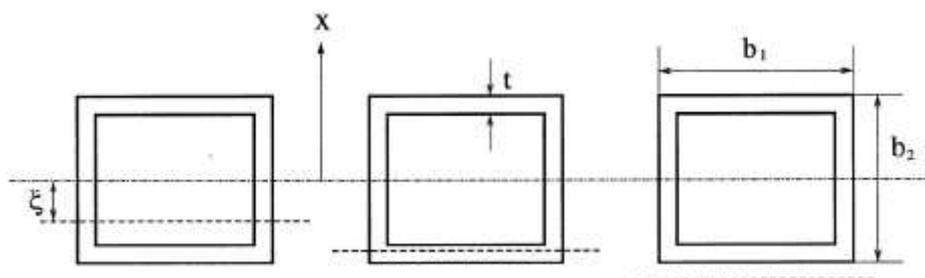


Figura 9: Posição da linha neutra. Kim & Wierzbicki (2001).

Definindo n como sendo a força axial normalizada e m como sendo momento de flexão normalizado, que podem ser obtidos pelas equações:

$$n = N/N_0 \quad (3)$$

$$m = M/M_0 \quad (4)$$

onde N_0 é a máxima força axial de esmagamento para o tubo, M_0 o momento máximo de plastificação completa da seção, M o momento fletor seccional verificado para a condição de início de falha para a análise com um determinado valor de φ definido e N a força de amassamento seccional para esta condição. Kim & Wierzbicki (2001) apresentam as equações que relacionam m e n para o caso de um tubo de seção quadrada como sendo:

$$\text{Caso (a)} \quad m = 1 - 4/3 n^2 \quad 0 < n < 0.5 \quad (5)$$

$$\text{Caso (b)} \quad m = 4/3(1 - n) \quad (6)$$

Para o caso (c), a linha neutra está fora da seção transversal do tubo e a seção fica sob pura compressão ou pura tração. Assim sendo, $m = 0$ e $n = +1$ ou -1 .

Desta forma a curva que descreve a condição de falha da seção transversal do tubo é composta por uma parábola e uma linha reta. As equações (5) e (6) fornecem indicações da forma do local de falha por escoamento para grandes deformações. Logo depois da carga atingir o valor de pico, a linha neutra muda de lugar para a região da parede do tubo. Assim, a porção parabólica da curva de interação termina e o subsequente local do escoamento será representado por uma linha reta. Pode-se observar que o local de falha no caso (b) é linear com uma inclinação $-4/3$. Portanto pode-se ver que o local de transição teórico entre o modo de compressão dominante para o modo de flexão dominante ocorre para $\eta = 3/4$, o que corresponde a $\varphi = 36.9^\circ$.

Kim & Wierzbicki (2001) apresentam uma comparação entre a solução analítica para o local de início do escoamento e um resultado obtido a partir de análise numérica (Figura 10). Foram realizadas simulações para valores de ângulos φ de 0° , 15° , 30° , 36° , 38.2° , 45° , 60° , 75° e 90° .

Pode ser observado na Figura 10 (curva de análise numérica) que a mudança no modo de falha ocorre entre os ângulos φ de 30° e 45° , o que significa a transição entre o modo de compressão dominante e o modo de flexão dominante. Os resultados obtidos pela solução analítica e os obtidos por método numérico são semelhantes. Para os casos de baixo valor de φ , algumas discrepâncias são observadas. Isto é causado pelo fato de que o encruamento do material não é considerado na solução analítica e também porque para baixos valores de φ o colapso ocorre de forma altamente instável. Para altos valores de φ , a correspondência entre a solução analítica e a numérica é um pouco melhor.

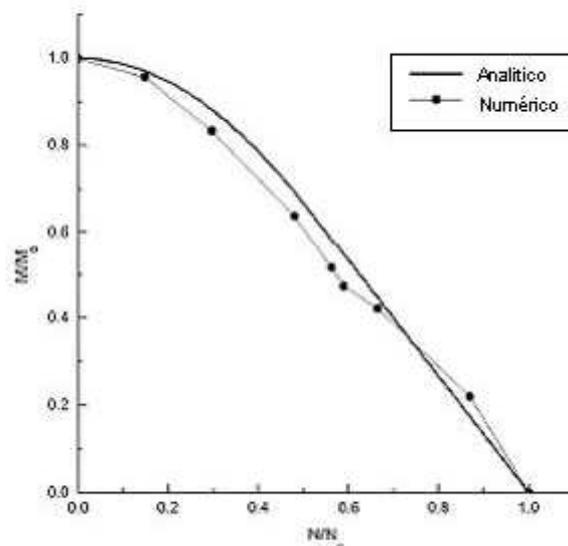


Figura 10: Localização do início da falha ($b/t = 50$). Kim & Wierzbicki (2001).

Utilizando MEF e a metodologia proposta por Kim & Wierzbicki (2001) foram levantadas curvas de forças versus deslocamento e momentos versus rotação para um tubo de $50 \times 50 \times 1$ mm de seção transversal, com 100 mm de comprimento. São realizadas simulações numéricas para esta coluna feita de aço de baixo carbono com módulo de elasticidade longitudinal $E = 2.07 \times 10^5$ N/mm², tensão de escoamento inicial $\sigma_y = 240$ N/mm², material elasto-plástico perfeito, considerando o coeficiente de Poisson $\nu = 0.3$. A largura de cada tubo é composta por 20 elementos com tamanho 5×5 mm. São utilizados 9600 elementos na construção do modelo que se ilustra na Figura 9. Foi utilizado o elemento de casca de 4 nós S/R co-rotacional Hughes-Liu (LS-Dyna, 1999) utilizando 2 pontos de integração. Para aplicar as velocidades prescritas se consideram todos os nós da extremidade superior vinculados a um corpo rígido para assim deixar as condições mais próximas possíveis às que ocorreriam no caso de um elemento de viga submetido a esforço normal e momento fletor aplicados simultaneamente. Na Figura 11 se apresentam as configurações deformadas obtidas com o modelo de elementos finitos de casca para diferentes valores de parâmetros medidos em termos do ângulo φ o que implica em diferentes relações entre o esforço normal N e o momento fletor M .

As Figuras 12 e 13 mostram a evolução da força e do momento fletor na seção onde se forma a rótula plástica. A força e o momento são tomados a partir das reações no corpo rígido vinculado com a seção superior que são os mesmos verificados na seção mais deformada (rótula plástica).

Para os casos de baixo valor de η (ou de φ), é observado na Figura 11 que o amassamento

axial é dominante, enquanto para altos valores de η (ou de φ), o colapso por flexão é dominante.

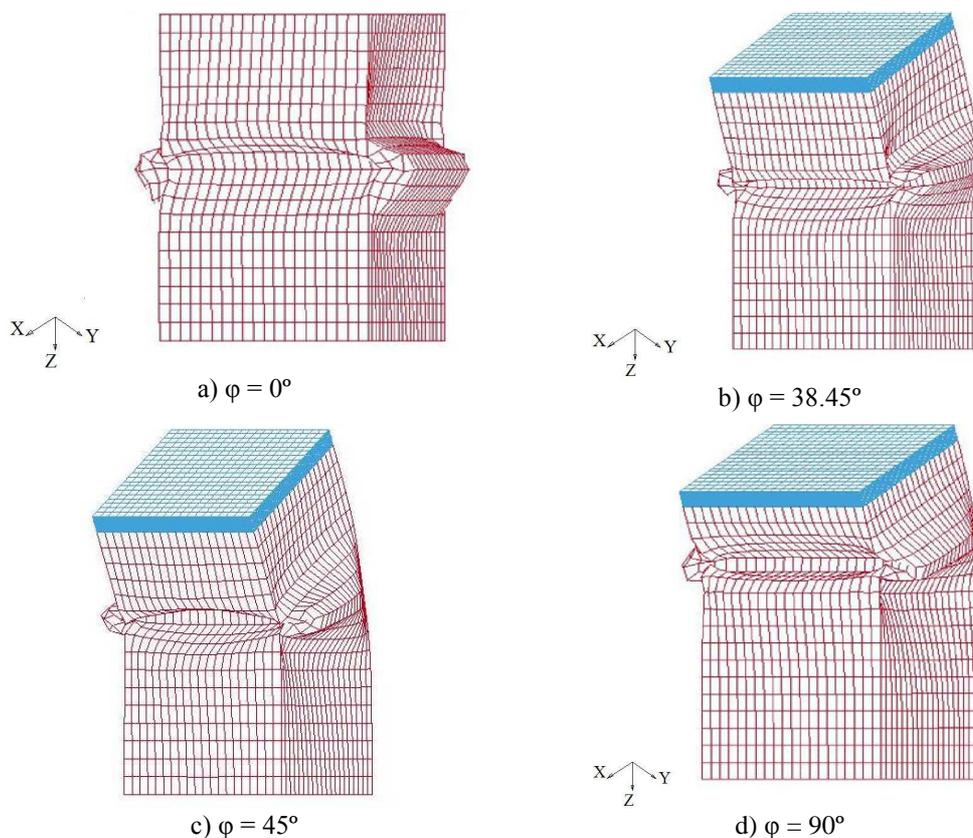


Figura 11: Deformadas.

Foram construídas curvas para ângulos φ de 0° , 30° , 38.45° , 45° , 75° e 90° com o objetivo de determinar a curva de transição entre o modo de flexão dominante e de compressão dominante. É possível observar nas Figuras 12 e 13 uma mudança na forma da curva de momento fletor versus rotação e força versus deslocamento e assim uma mudança no modo de falha ocorre entre $\eta = 0.5774$ ($\varphi = 30^\circ$) e $\eta = 1$ ($\varphi = 45^\circ$).

Utilizando a metodologia proposta por Kim & Wierzbicki (2001) foi realizada uma comparação entre a solução analítica (equações 3, 4, 5, 6) para o local de início de falha e os resultados obtidos a partir de análise numérica aplicados ao tubo de $50 \times 50 \times 1$ mm de seção transversal, com 100 mm de comprimento. Foram realizadas simulações para valores de ângulos φ de 0° , 20° , 30° , 36.9° , 38.45° , 45° , 60° , 75° e 90° . Os valores de M selecionados das curvas são os valores de momentos fletores seccionais de início de colapso para cada ângulo φ e o valor de N a força de amassamento seccional para esta condição (Tabela 1). Pode ser observado na Figura 14 na curva obtida por MEF que a transição entre o modo de falha por compressão dominante e flexão dominante ocorre entre o ângulo $\varphi = 36.9^\circ$ (valor teórico da transição) e $\varphi = 38.45^\circ$, onde ocorre a transição entre a parte linear e a parabólica da curva obtida por MEF. O valor de $\varphi = 38.45^\circ$ foi obtido por tentativas, e será adotado neste trabalho como um aproximação para o ponto de transição entre flexão dominante e compressão dominante. Uma metodologia para aproximar com mais precisão este valor deve ser desenvolvida para que se obtenha uma melhoria nos resultados.

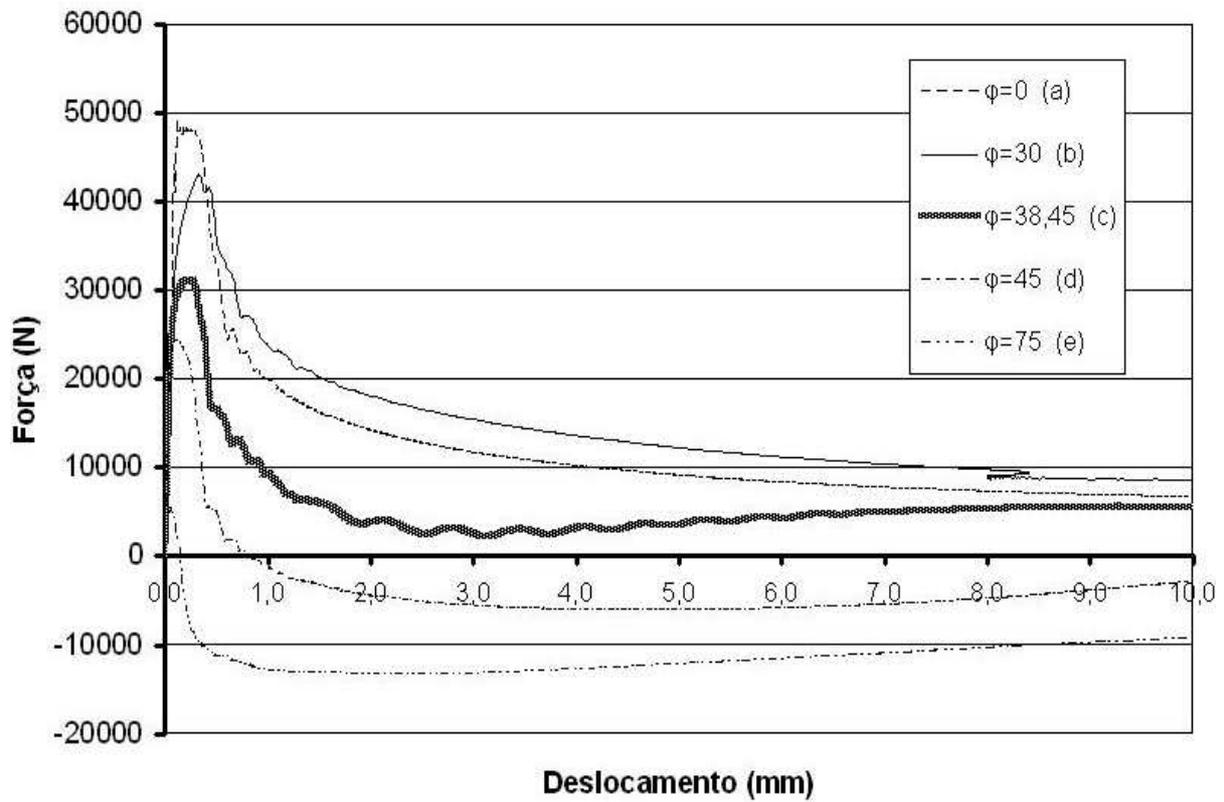


Figura 12: Curvas de força versus deslocamento.

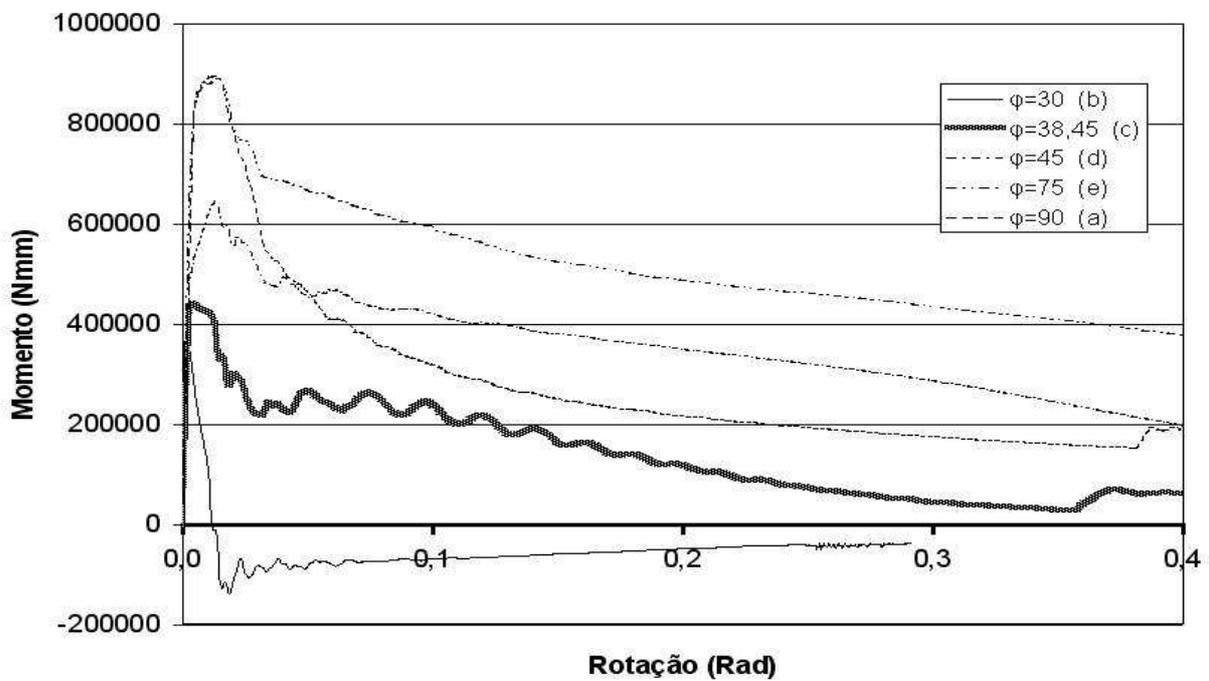


Figura 13: Curvas de momento fletor versus rotação.

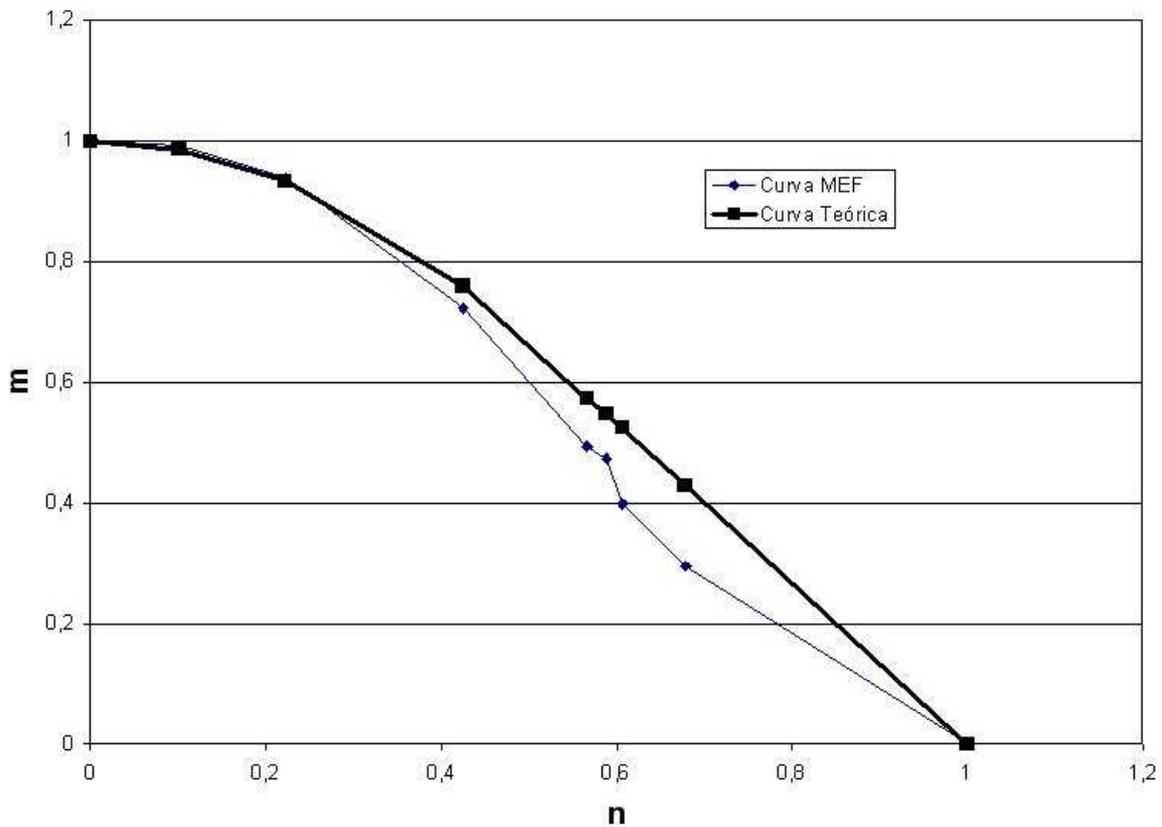


Figura 14: Localização do início de falha.

Comparando-se a curva obtida pela solução analítica de Kim & Wierzbicki (2001) e a obtida por MEF (Figura 14) observa-se que para os casos de baixo valor de φ , algumas discrepâncias são observadas. Isto é causado porque para baixos valores de φ o colapso ocorre de forma altamente instável, conforme observado nos modelos numéricos realizados. Para altos valores de φ , a correspondência entre a solução analítica e a numérica melhora significativamente. Outra observação importante é que o ângulo φ para transição entre o modo de início de falha por compressão dominante para flexão dominante para a curva obtida por MEF se situa um pouco acima do valor teórico de $36,9^\circ$, situando-se nas proximidades de $38,45^\circ$.

φ	M	N	$m = M/M_0$	$n = N/N_0$
0	0	48894	0	1
20	264700	33170	0,29549	0,678406
30	357500	29670	0,399085	0,606823
36,9	424200	28780	0,473543	0,58862
38,45	442700	27680	0,494195	0,566123
45	648000	20770	0,723376	0,424796
60	841800	10870	0,939719	0,222318
75	889200	4955	0,992632	0,101342
90	895800	0	1	0

Tabela 1: Valores de M e N.

Como pode ser observado nas Figuras 12 e 13, pequenas modificações no valor do ângulo φ produzem significativas mudanças nas posições das curvas. Por isto a importância de definir com a máxima precisão o valor deste ângulo.

5. EXEMPLOS DE APLICAÇÃO

Utilizando a calibração das juntas translacionais e rotacionais apresentadas na seção anterior se resolveram alguns exemplos que são mostrados nas seções seguintes.

5.1 Simulação de tubo sob impacto frontal

Como primeira aplicação se avalia o comportamento de juntas translacionais mostradas na Figura 15.

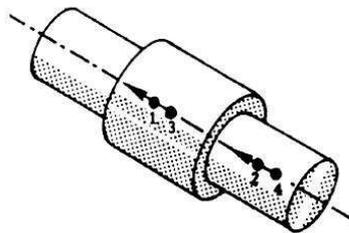


Figura 15: Junta translacional.

A metodologia empregada será a proposta por Ambrósio (2001), utilizando para representar a estrutura tubular vigas rígidas unidas por juntas translacionais.

A Figura 16 apresenta um tubo 50 x 50 x 1mm que sofre amassamento ao ser impactado por uma parede rígida com uma velocidade de 1000 mm/s.

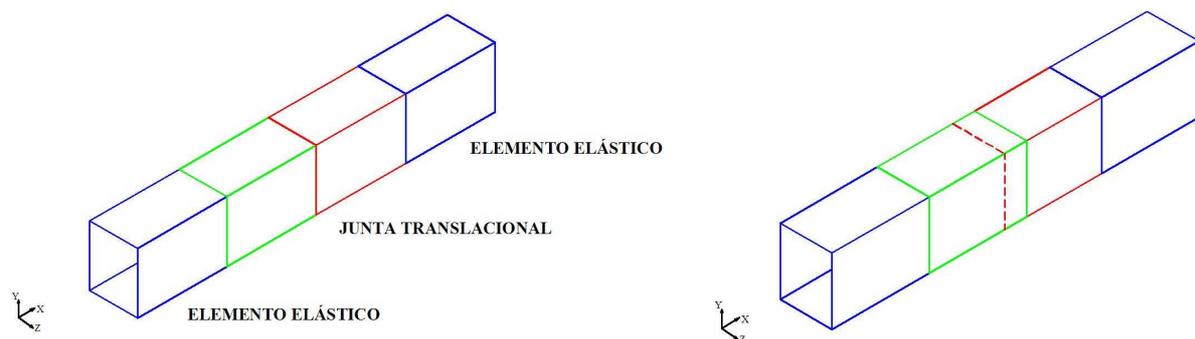


Figura 16: Junta translacional (a) Estrutura indeformada; (b) Estrutura.

A discretização é realizada utilizando elementos de vigas do tipo Hughes-Liu (LS-Dyna, 1999). A viga está dividida em quatro elementos. O primeiro deles entra em contato com a parede rígida e é feito de material elástico. O segundo e o terceiro elemento são feitos de material rígido e o quarto elemento é feito de material elástico. O segundo e o terceiro elemento representam a junta translacional, podendo um elemento passar sobre o outro de forma semelhante ao que acontece num elemento do tipo amortecedor, como mostrado na

Figura 15 e Figura 6(d). A deformada obtida por MEF utilizando elementos de casca assume uma forma similar à apresentada na Figura 1 (a). A relação constitutiva da junta é fornecida através de uma curva discreta de força versus deslocamento, de forma a capturar o comportamento do tubo quando impactado utilizando a relação constitutiva apresentada na Figuras 12, com $\varphi = 0$, correspondente a compressão pura. A Figura 17 mostra a superposição da curva força versus deslocamento obtido por MEF utilizando elementos de casca e as obtidas utilizando o modelo simplificado descrito na Figura 16. Pode-se observar na Figura 17 que as respostas do modelo simplificado com o modelo de MEF utilizando elementos de cascas são coincidentes.

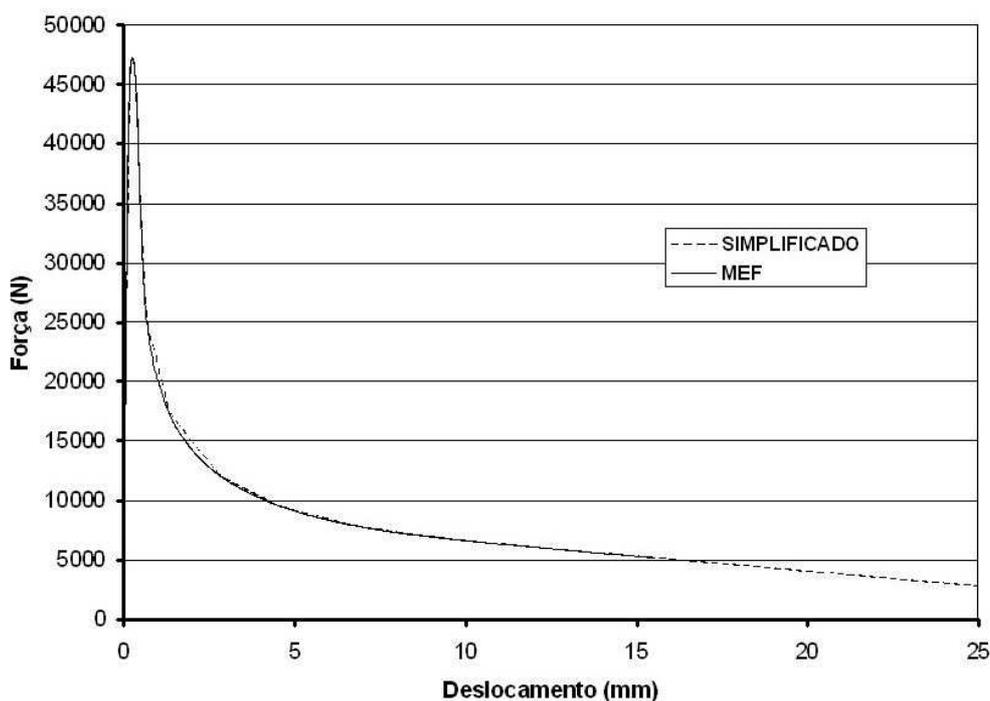


Figura 17: Comparação curva fornecida e retirada do modelo.

5.2 Simulação de tubo sob impacto transversal

Como segunda aplicação se avalia o comportamento de juntas esféricas como a mostradas na Figura 18.

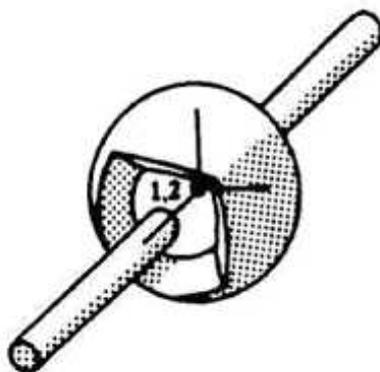


Figura 18: Junta esférica

A Fig. 19 representa o modelo simplificado de uma viga que impacta contra um obstáculo rígido na sua parte central, de forma a sofrer flexão pura. A discretização é realizada utilizando elementos de vigas do tipo Hughes-Liu (LS-Dyna, 1999), material rígido, com integração da seção transversal. Neste caso a rótula esférica foi alimentada com a curva da Figura 13 utilizando $\phi = 90^\circ$, correspondendo a flexão pura.

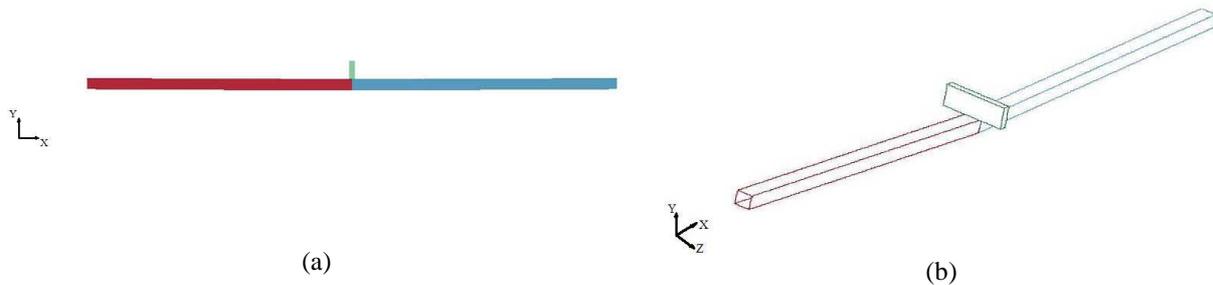


Figura 19: Modelo simplificado de viga impactando contra obstáculo rígido (a) Vista frontal (b) Deformada.

A Figura 20 mostra a superposição das curvas fornecidas ao programa obtidas por MEF e as retiradas do programa pela ação da rigidez da rótula esférica. A deformada obtida por MEF utilizando elementos de casca assume uma forma similar à apresentada na Figura 1 (b). Pode-se observar na Figura 20 que a rótula esférica reproduz com exatidão os valores da curva de momento versus rotação fornecida que foi obtida utilizando o Método dos Elementos Finitos.

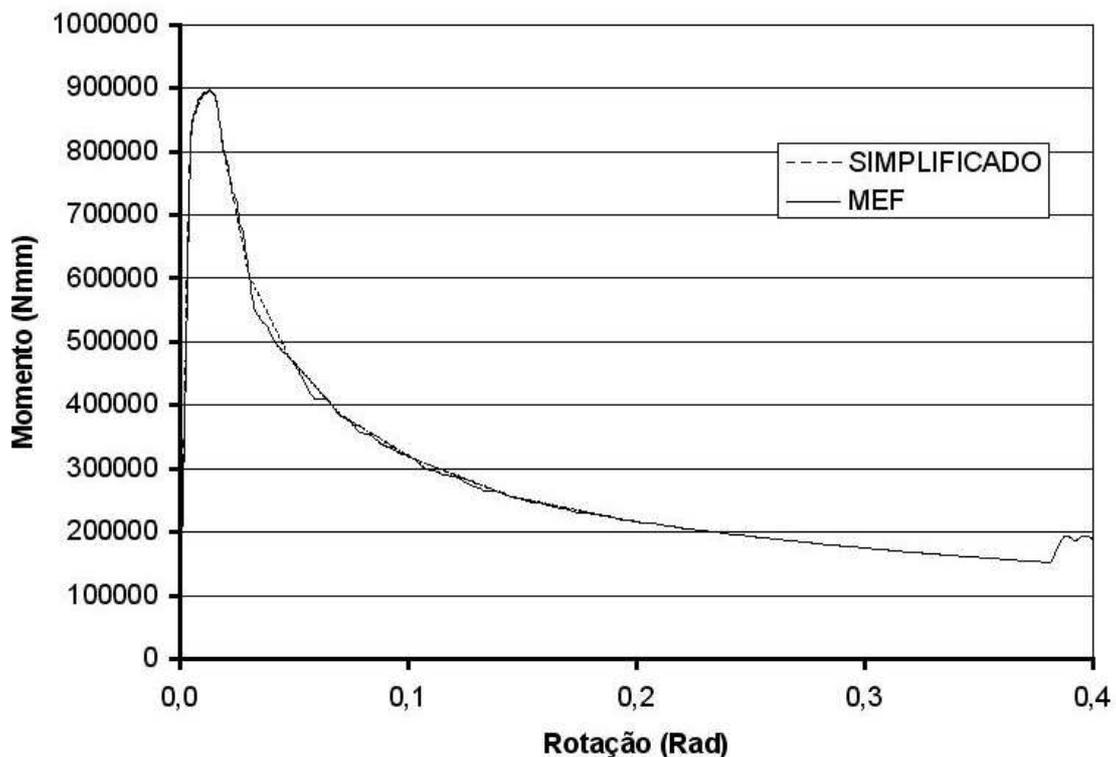


Figura 20: Curvas momento versus rotação $\phi=90^\circ$.

5.3 Amassamento de um tubo em forma de “S” (“S” Frame)

Como terceira aplicação será avaliado o amassamento de um tubo de seção transversal de 50x50x1mm com forma de “S” utilizando as curvas características dos tubos (Figuras 12 e 13) para um ângulo $\phi = 38.45^\circ$, que é o ângulo aproximado que caracteriza a transição entre o modo compressão dominante e flexão dominante para o local de início de falha, já que nesta aplicação ocorre interação entre os esforços de flexão e compressão. O ângulo entre os braços do tubo é de 45 graus. Uma parede rígida impacta contra o tubo em forma de “S” com uma velocidade de 1000 mm/s e massa de 800 kg, na direção z. Foram montados dois modelos:

1) Uma simulação utilizando o método convencional de elementos finitos (modelo de MEF) com elemento de casca de 4 nós S/R co-rotacional Hughes-Liu (LS-Dyna, 1999) utilizando 2 pontos de integração;

2) Uma simulação utilizando rótulas esféricas e juntas translacionais (modelo simplificado) formadas por vigas do tipo Hughes-Liu (LS-Dyna, 1999) rígidas que por sua vez são conectadas entre si por vigas do mesmo tipo de material elástico.

O modelo de MEF utilizou 7612 nós e 7568 elementos de casca 5x5mm. A Figura 21 apresenta a geometria utilizada para a viga no modelo de MEF e para o modelo simplificado, bem como o sistema de coordenadas.

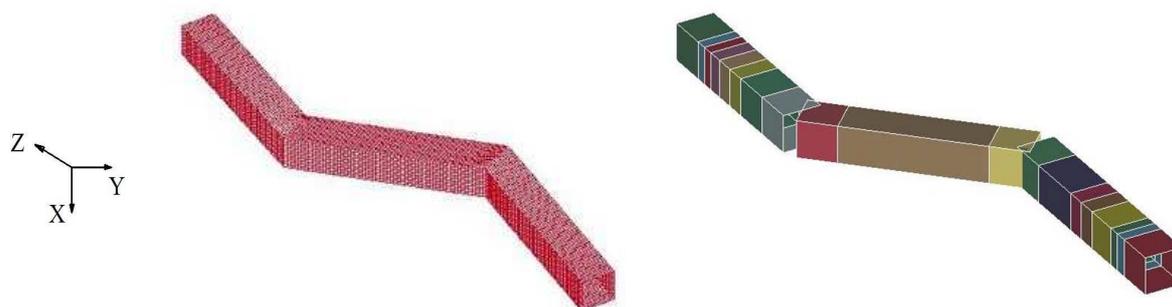


Figura 21: Modelo “S Frame” (a) MEF ; (b) Modelo Simplificado.

A Figura 22 apresenta a discretização utilizada no modelo simplificado. Foram utilizadas duas juntas translacionais, quatro juntas esféricas e sete elementos de viga elásticos. Cada junta translacional ou esférica é formada por dois elementos de viga rígida.

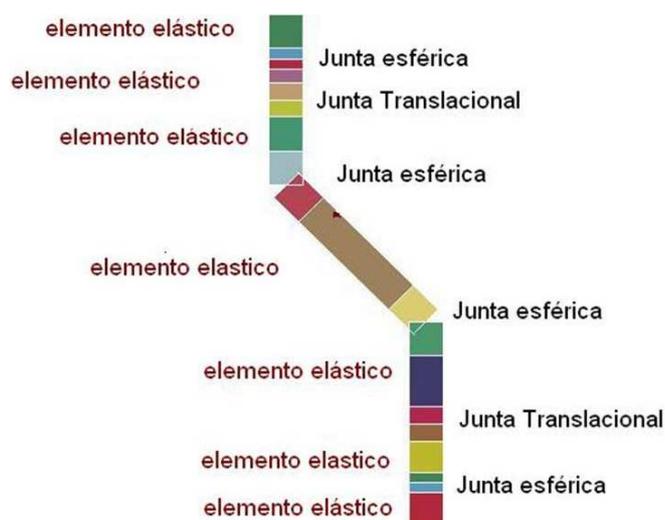


Figura 22: Modelo simplificado do “S Frame”.

A Figura 23 apresenta o modo de deformação obtido para os modelos de MEF e o modelo simplificado. Pode-se observar na Figura 23 a existência de um efeito de torção no modelo simplificado, o que não fica evidente no modelo de MEF. Não há registro significativo de torção nos resultados fornecidos pelo programa Ls-Dyna para as juntas esféricas utilizadas. Este efeito deve ser ainda estudado com mais profundidade. A Figura 24 apresenta os resultados comparativos para força versus deslocamento.

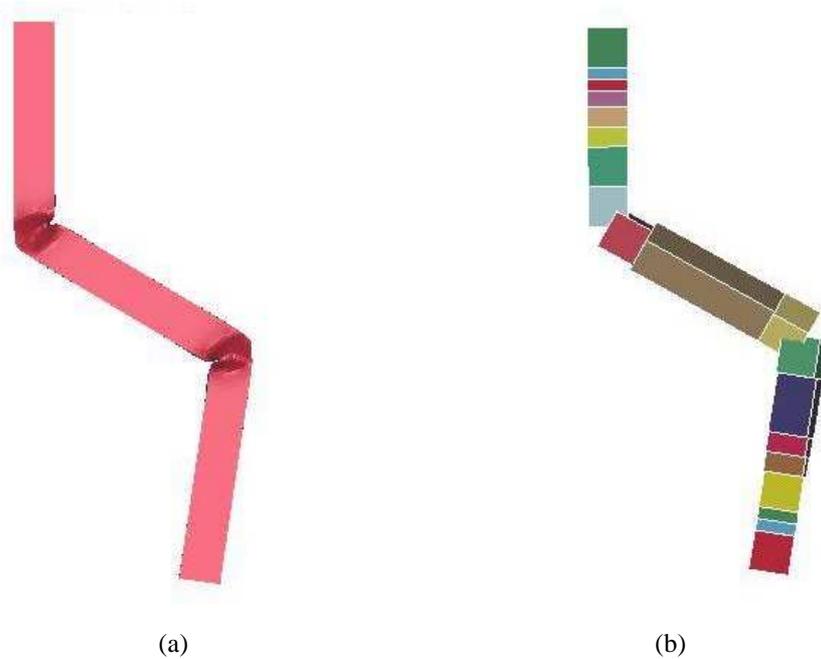


Figura 23: Deformadas (a) MEF; (b) Simplificado.

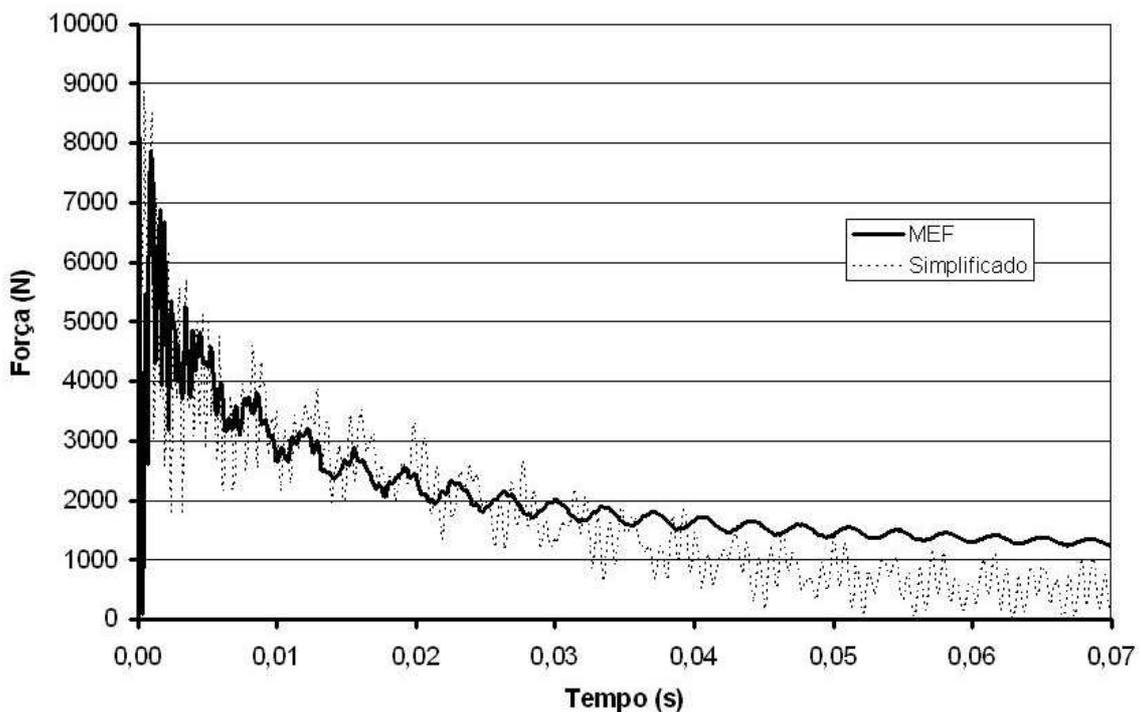


Figura 24: Comparação resultados modelo de MEF e Simplificado.

6 DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

Para os primeiros dois casos analisados, impacto frontal e transversal em um tubo, pode-se observar a correta utilização da metodologia. As curvas fornecidas obtidas por MEF foram reproduzidas com exatidão pelo modelo simplificado. Deve-se observar que nesta situação não ocorrem interações entre compressão e flexão e as curvas fornecidas descrevem o fenômeno com boa precisão.

No caso do tubo em forma de “S” impactado ocorre a interação entre compressão e flexão. Observa-se boa concordância entre as curvas nos instantes iniciais, havendo uma separação entre as curvas a partir do tempo de 0.003 s. As curvas utilizadas no modelo simplificado foram as de $\varphi = 38.45^\circ$ que representam as curvas onde aproximadamente se tem a transição entre compressão e flexão dominante para o local de início de falha. Um aperfeiçoamento na metodologia de determinação deste ponto de transição deve melhorar os resultados, uma vez que pequenas modificações no valor do ângulo adotado produzem mudanças significativas nas posições das curvas.

O tempo de CPU para o modelo de MEF foi de 3842 s, enquanto que para o modelo simplificado foi de 17 s, uma redução de 226 vezes em relação ao modelo de MEF. O computador utilizado para a análise é um Intel, Pentium IV, CPU 2.80 GHz, 1024 MB de RAM.

7 CONCLUSÕES

Neste trabalho se realizaram simulações de impacto contra estruturas formadas por tubos de parede fina utilizando modelos simplificados compostos por estruturas de barras utilizando juntas esféricas e translacionais com comportamento não linear unidas por elementos flexíveis e/ou rígidos que simulam o comportamento dos elementos estruturais utilizando o relacionamento constitutivo força versus deslocamento ou momento versus rotação obtidos a partir da análise de modelos em elementos finitos de casca. As seguintes conclusões podem ser obtidas:

1) As juntas translacionais e juntas esféricas sob solicitação de compressão ou flexão simples utilizadas de acordo com a metodologia proposta reproduzem com precisão as curvas fornecidas que descrevem o comportamento de tubos de paredes finas nas mesmas condições de solicitação.

2) A metodologia empregada para obtenção das curvas com interação do efeito de compressão e flexão aplicada juntamente com a metodologia de modelagem simplificada proposta consegue reproduzir o comportamento de estruturas formadas por tubos de paredes finas com boa precisão.

3) A redução do tempo de processamento obtida é muito significativa, o que torna esta metodologia adequada para sua utilização em processos de otimização.

4) Novos estudos devem ser realizados com objetivo de melhorar a captura da relação constitutiva que descreve comportamento de estruturas tubulares de parede fina sob solicitação de esforços combinados que desta forma tornariam esta metodologia simplificada mais geral e precisa.

REFERÊNCIAS

Abramowicz, W. Thin-walled structures as impact energy absorbers. *Thin-Walled Structures*, 41 (2003) 91-107.

- Abramowicz, W. An alternative formulation of the FE method for arbitrary discrete/continuous models. *International Journal of Impact Engineering* 30 (2004) 1081-1098.
- Abrósio, J.A.C. Crashworthiness. Energy management and occupant protection. Springer WienNewYork, 2001, pp205-302.
- Hamza, K. and Saitou, K., 2003. Design Optimization of Vehicle Structures for Crashworthiness using Equivalent Mechanism Approximations. *Proceedings of the ASME 2003 Design Engineering and Technical Conference*, September 2-6, Chicago, IL, DETC 03 / DAC 48751.
- Hamza, K. and Saitou, K., 2004. Design Optimization of Vehicle Structures for crashworthiness via Equivalent Mechanism Approximations. *Proceedings of the SAE World Congress*, Detroit, MI, Paper no. 04B-126.
- Hamza, K. and Saitou, K., 2004. Crash mode analysis of vehicle structures based on equivalent mechanism approximations. *Proceedings of the Fifth International Symposium on Tools and Methods of Competitive Engineering*, Lausanne, Switzerland, April 13 - 17, p.277-287.
- Hamza, K. and Saitou, K., 2004. Crashworthiness Design Using Meta-Models for Approximating of Box- Section Members. *Proceedings of the 8th Cairo University International Conference on Mechanical Design and Production*, Cairo, Egypt, January 4-6, vol. 1, p. 591-602.
- Kim, H., Wierzbicki, T. Crush behavior of thin-walled prismatic columns under combined bending and compression. *Computer and Structures* 79 (2001) pp 1417-1432.
- LS-DYNA, User Manual – Non linear Dynamic Analysis of Structures - May 1999 - Version 950-d Livermore Software Technology Corporation 7374, las Pocitas Road Livermore.