



## SIMULAÇÃO NUMÉRICA VIA ELEMENTOS FINITOS DA CONFORMAÇÃO DE CHAPAS METÁLICAS POR PRESSÃO HIDRÁULICA (BULGE TEST).

**Jorge Paiva Abrantes**

Escola Politécnica da Universidade de São Paulo – [jorge.abrantes@poli.usp.br](mailto:jorge.abrantes@poli.usp.br)

**Gilmar Ferreira Batalha**

Laboratório de Engenharia de Fabricação – Departamento de Engenharia Mecatrônica e de Sistemas Mecânicos - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo – Av. Prof. Mello Moraes, 2231 05508.900 São Paulo - SP – [gilmar.batalha@poli.usp.br](mailto:gilmar.batalha@poli.usp.br)

**Resumo.** *O propósito deste trabalho é simular via o método de elementos finitos a conformação de chapas por pressão hidráulica. Foi escolhido para simulação o ensaio denominado “Bulge Test”. Este ensaio apresenta histórico de deformação linear e o atrito não está presente durante a deformação. Isto o torna importante no estudo das propriedades plásticas dos materiais metálicos na forma de chapa e permite avaliar os diferentes modelos matemáticos que representam os materiais na forma de chapa no regime plástico. Um modelo de material denominado modelo de Barlat é avaliado em comparação com o modelo teórico de Castro e Pearce. Para execução das simulações foi utilizado o Software LS-DYNA, programa comercial para análise não linear dinâmica pelo método de elementos finitos (MEF). Como resultado, obteve-se, via MEF, o histórico de deformação para o modelo de material de Barlat, sendo então realizadas comparações gráficas com o modelo teórico. Conclusões a respeito do modelo de material utilizado no software LS\_DYNA pode então ser obtida e é aqui relatada.*

**Palavras-chave:** *Bulge Test, Conformação, MEF, Chapa Metálica, Processos de Fabricação.*

### 1. INTRODUÇÃO

Produtos conformados de chapas metálicas são utilizados industrialmente em larga escala, compreendendo desde utensílios domésticos até as peças e componentes automotivos, aeronáuticos e máquinas em geral. Esta ampla utilização se deve à rapidez de produção, bem como sua crescente facilidade de fabricação e automação. Para que isto se tornasse possível, nos últimos anos, o conhecimento das leis que regem a conformação, as teorias da plasticidade e os métodos de ensaio para obtenção das propriedades elasto-plásticas que caracterizam a conformabilidade de uma chapa, bem como o desenvolvimento de novas técnicas de melhor controle das forças, deslocamentos e da energia consumida nas máquinas de conformação vem sendo a cada dia mais aprofundados.

Numa primeira abordagem, a conformabilidade de chapas metálicas pode ser avaliada quantitativamente a partir de alguns parâmetros tais como: coeficiente de encruamento ( $n$ ), o coeficiente de anisotropia ( $r$ ) e constante plástica de resistência ( $K$ ), ou ainda melhor, através da curva limite de conformação (CLC) ou *forming limit diagram (FLD)* (Keeler, 1965 e Goodwin, 1968). O conhecimento do comportamento de chapas de materiais metálicos quando submetidos a deformação, as propriedades que definem este comportamento e os limites impostos, são de suma importância para o projeto de ferramentas e processos mais eficazes e econômicos. A razão do uso das curvas limite de conformação reside no fato de que nos processos de conformação de chapas, surgem estados de tensão que vão desde um estado de tensões de cisalhamento puro até o de tensões normais biaxialmente iguais e balanceadas, correspondendo respectivamente a estados de deformação desde a estampagem profunda até o estiramento puro. Todos os estados de tensões e deformação, incluídos nestes extremos, podem ser encontrados em uma peça conformada de complexidade típica. Pela identificação do estado de tensões e conseqüentemente do estado de deformação numa determinada região, sua maior ou menor probabilidade de ocorrência de falha é possível de ser avaliada, usando uma curva limite de

conformação e assim determinar-se se este estado de deformação e conseqüentemente de tensão pode ser suportado pelo material da chapa. Para esta avaliação do processo via curva limite de conformação, o comportamento do material precisa ser determinado em todo o espectro de deformação. Para isto, diferentes ensaios são necessários, uma vez que o ensaio de tração cobre apenas um trecho do espectro de conformação. Neste sentido, para se estudar o comportamento dos materiais na forma de chapa na região do espectro de deformação onde há estiramento puro, sob tração biaxial, utiliza-se o “Ensaio de Expansão Hidrostática” ou “*Bulge Test*”, estudado neste trabalho. Neste ensaio, a borda de uma amostra circular ou retangular da chapa metálica em estudo é imobilizada através de matrizes na forma de anel. A borda da amostra é impedida de deslizar devido a presença de uma cavidade de restrição denominada popularmente de esticador ou quebra rugas. A seguir pressão hidráulica é aplicada na região central, em um dos lados da chapa, deformando-a na forma de uma cúpula como mostrado na figura 1.

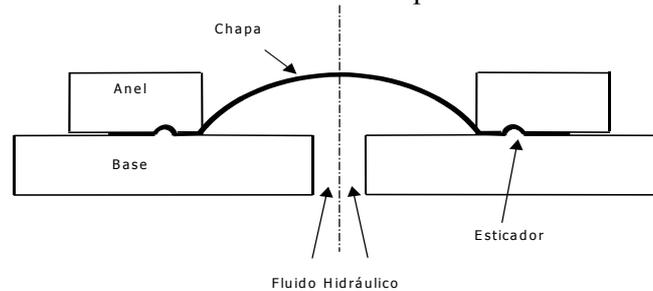


Figura 1 – Formação de cúpula em um ensaio de expansão hidrostática.

A importância do ensaio de expansão hidrostática reside no fato de se obter um estado biaxial de tensão comum na maioria das operações de conformação e avaliar um parâmetro importante para descrever a conformabilidade: o coeficiente de encruamento  $n$ . Além disso, neste ensaio, outros parâmetros de conformabilidade podem ser determinados para uma faixa de deformações maior que aquela normalmente possível no ensaio de tração. Um aspecto importante na conformação de chapas metálicas é o histórico ou caminho de deformação ao qual esta é submetida durante o processo, pois este histórico ou a seqüência na qual a deformação é produzida influencia a curva limite de conformação. No ensaio de expansão hidrostática o caminho de deformação é linear e isto o torna ideal para determinar as curvas CLC em laboratório. Neste sentido, diversos autores (Ducan et al 1956; Kleemola et al., 1976, Ilahi 1981 e 1985 e Atkinson 1994) destacam-se dentre outras as seguintes aplicações deste ensaio:

- Caracterizar as propriedades das chapas metálicas submetidas a estiramento biaxial;
- Realizar ensaios em níveis de deformação maiores que aqueles obtidos em ensaios de tração, (em alguns casos em níveis 10 vezes maiores). Ideal, particularmente, para materiais com grandes reduções por laminação a frio;
- Verificar a validade das teorias da plasticidade, as quais tentam prever o comportamento plástico dos metais em todos os estados de tensão desenvolvidos geralmente para utilizar propriedades, medidas em ensaios de tração;
- Determinar as propriedades plásticas de materiais que exibem baixa ductilidade;
- Determinar a anisotropia normal em materiais que não seguem a teoria da plasticidade de Hill.

Neste trabalho um aço IF, disponível no mercado brasileiro de chapas, e largamente utilizado pela indústria automobilística terá sua conformação por expansão hidrostática simulada e analisada no software LS-DYNA. Um modelo de material anisotrópico (Barlat et al. 1989 e 1991) será avaliado junto com os resultados da simulação numérica por elementos finitos. Ao histórico de deformação, obtido numericamente, será sobreposto e comparado com uma curva limite de conformação obtida com modelo teórico analítico (Castro e Pearce, 1973). Este é um primeiro passo para o desenvolvimento da tecnologia de processo de conformação de peças em chapas metálicas por pressão hidrostática, cujo objetivo é a utilização futura para a simulação de conformações antes da fabricação de ferramental para os diversos seguimentos industriais, bem como auxiliar na compreensão do comportamento plástico dos materiais metálicos na forma de chapa, o que será de grande valia para o aumento de eficiência na engenharia de fabricação, contribuindo para uma série de economias, tanto na confecção de ferramental de conformação, diminuição de retrabalhos e refugos, mas principalmente eliminando o método de tentativa e erro no projeto de ferramentas.

## 2. Modelagem MEF não linear dinâmica explícita da conformação de chapas metálicas

O uso bem sucedido da simulação por elementos finitos explícitos para simular impacto de veículos fez com que se buscasse usar esta mesma técnica na simulação da conformação com chapas metálicas finas. Todavia, a simulação por MEF de processos de conformação de metais continua sendo um dos maiores desafios para a análise não linear por elementos finitos, na medida em estão envolvidas não linearidades relativas a geometrias com grandes rotações e deslocamentos e materiais com grandes deformações. Neste sentido, os programas de elementos finitos dinâmicos explícitos se caracterizam com uma ferramenta robusta e eficiente para tratar problemas de grande escala como esse. Não obstante, algumas desvantagens intrínsecas, tais como o grande consumo de tempo para os cálculos, devidos aos pequenos incrementos de tempo (Haug, 1991 e Makinouchi 2001), existem alguns aspectos que justificam o uso deste método em programas como o usado neste trabalho. Em tais casos, os sistemas de equações são integrados pelo método explícito-dinâmico, o qual ao contrário dos métodos implícitos, não envolvem a solução das complexas equações não lineares associadas (Chenot, 1998).

### 2.1 Leis constitutivas e anisotropia na conformação

Para a maior precisão da simulação é muito importante se atentar para fornecer ao programa condições de contato as mais exatas possíveis. Neste sentido, devem ser informados, de um lado o comportamento plástico e de outro os dados geométricos, bem como as condições de contato / atrito. O comportamento plástico influencia a deformação do estampo de dois modos: um encruamento isotrópico ajuda a se obter peças conformadas com uma distribuição de deformações mais homogênea, na medida que uma distribuição uniforme do coeficiente de anisotropia controla a direção do fluxo plástico (Berg e Hora 1998 e Hora 2001). Em termos das equações constitutivas o comportamento plástico é especificado pela curva de escoamento e pelo “yield locus”. A curva de escoamento pode ser obtida via ensaios de tração, compressão ou torção. As curvas de tensão–deformação, obtidas em ensaios de tração uniaxial geralmente não possibilitam simulações numéricas realísticas. Neste sentido, recomenda sempre que possível, o uso de dados obtidos a partir de ensaios multiaxiais, ou pelo menos biaxiais, o que justifica o interesse pela modelagem do ensaio de expansão hidráulica de chapas via MEF [Ahmed & Hashmi 1997 e 1998, Iseki 1977, Kim 1985, Cronin 1984, Berg e Hora 1998 e Wifi 1982.]. Maiores deformações podem ser obtidas via combinação de ensaios (Hora et al 2001).

#### 2.2.1 Modelagem da Anisotropia

A determinação exata da influencia da anisotropia nas condições de escoamento (“yield locus”) tem a mesma importância que a busca da curva de escoamento para a melhora das simulações por MEF [Berg e Hora 2001]. O material é geralmente um aço de grande ductilidade que tem uma certa anisotropia, devida ao trabalho a frio durante o processo de laminação ou devido a tensões residuais. É comum especificar a influencia da anisotropia através dos coeficientes de Lankford ( $r$  e  $\Delta r$ ), especificações baseadas na textura cristalográfica são mais raras [Thieme 1995]. Diversos modelos podem ser encontrados na literatura, descrevendo a forma do diagrama, o efeito da direção e anisotropia sobre as condições de plasticidade (Hill, 1948, 1950, 1979 e 1990, Barlat & Lian 1979, 1990, Maziliu, 1990, Banabic 1999. De acordo com Hill, 1948 a anisotropia plástica pode tanto ser considerada estacionária (critérios de von Misses / Hill ) ou evolucionárias (por exemplo: modelos de translação do centro de anisotropia, conforme Maziliu, 1990). No escopo deste trabalho, os resultados da modelagem MEF explícita-dinâmica empregado a teoria de Barlat são comparados com os resultados do modelo analítico de Castro e Pearce, 1970.

#### 2.2.2 Modelo de Castro & Pearce

Na análise teórica de Castro e Pearce, relatada por Bressan e Al-Qureshi, 1980, as seguintes hipóteses são estabelecidas para o pólo do bojo (figura 1) com o objetivo de se calcular as deformações e tensões ilustradas na figura 2:

- Se a chapa deforma-se sob estado plano de tensão, no pólo tem-se:

$$\frac{\sigma_y}{\rho_y} + \frac{\sigma_x}{\rho_x} = \frac{p}{t} \quad (1)$$

onde  $\sigma_x$  e  $\sigma_y$  são as tensões no plano da chapa e nas direções x e y.  $\rho_x$  e  $\rho_y$  são os respectivos raios de curvatura.  $p$  é a pressão aplicada e  $t$  a espessura da chapa no pólo. Assumindo a vizinhança do pólo como um corpo de revolução, por equilíbrio de forças tem-se:

$$\sigma_y = \frac{p\rho_x}{2t} \quad (2)$$

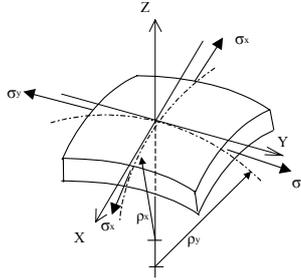


Figura 2: Elemento no pólo do bojo da chapa.

Substituindo (2) em (1) temos:

$$\sigma_x = \frac{p\rho_x}{2t} \left(2 - \frac{\rho_x}{\rho_y}\right) \quad (3)$$

O bojo é parte de um elipsóide. Pelo que por relações geométricas, tem-se os raios:

$$\rho_x = \frac{2a^2}{h(3 - h^2/a^2)} \quad (4)$$

$$\rho_y = \frac{2b^2}{h(3 - h^2/a^2)} \quad (5)$$

Onde  $a$  e  $b$  são os semi-eixos menor e maior da elipse (Fig. 3) e  $h$  é a altura do bojo deformado.

- A chapa está rigidamente presa entre o prensa chapas e a matriz, sendo que somente a parte no interior da matriz deforma-se. Portanto os incrementos de deformação no pólo são:

$$d\varepsilon_x = \frac{dh}{\rho_x} \quad (6)$$

$$d\varepsilon_y = \frac{dh}{\rho_y} \quad (7)$$

- O volume da parte que sofre deformações plásticas se mantém constante, ou seja:

$$d\varepsilon_x + d\varepsilon_y + d\varepsilon_z = 0 \quad (8)$$

onde  $d\varepsilon_z$  é o incremento de deformação na espessura. Substituindo (6) e (7) em (8) e integrando:

$$\varepsilon_x = \frac{-\varepsilon_z}{1 + a^2/b^2} \quad (9)$$

$$\varepsilon_y = \frac{-\varepsilon_z}{1 + b^2/a^2} \quad (10)$$

$$\varepsilon_z = \ln t/t_0 \quad (11)$$

Sendo:  $t_0$  a espessura inicial e  $t$  a espessura instantânea no pólo. De posse destas equações determinou-se às curvas teóricas a serem comparadas com as da simulação numérica.

### 2.2.1 Modelo de Barlat

Nas simulações realizadas utilizou-se um modelo matemático para o material denominado Modelo de Barlat. Este modelo de material foi desenvolvido por Barlat e Lian para modelar chapas com

materiais anisotrópicos submetidos a estado plano de tensão. Esse modelo de material permite a utilização dos parâmetros de Lankford que representam a anisotropia da chapa. Conforme os autores citados o critério de escoamento anisotrópico para estado plano de tensão é definido por:

$$\Phi = a|K_1 + K_2|^m + a|K_1 - K_2|^m + c|2K_2|^m = 2\sigma_Y^m \quad (12)$$

onde  $\sigma_Y$  é a tensão de escoamento e  $K_{i=1,2}$  são invariantes de tensão para o estado plano de tensão e são:

$$K_1 = \frac{\sigma_x + h\sigma_y}{2} \quad (13)$$

$$K_2 = \sqrt{\left(\frac{\sigma_x - h\sigma_y}{2}\right)^2 + p^2\tau_{xy}^2} \quad (14)$$

As constantes anisotrópicas  $a$ ,  $c$ ,  $h$  e  $p$  são obtidas pelos coeficientes de Lankford  $R_{00}$ ,  $R_{45}$  e  $R_{90}$  como:

$$a = 2 - 2\sqrt{\frac{R_{00}}{1+R_{00}} \frac{R_{90}}{1+R_{90}}} \quad (15)$$

$$c = 2 - a \quad (16)$$

$$h = \sqrt{\frac{R_{00}}{1+R_{00}} \frac{1+R_{90}}{R_{90}}} \quad (17)$$

Trata-se de modelo que leva em conta a anisotropia da chapa. O parâmetro anisotrópico  $p$  é calculado implicitamente. De acordo com Barlat e Lian o valor de  $R$ , razão entre as deformações na largura e na espessura, para qualquer ângulo  $\phi$  pode ser calculado por :

$$R_\phi = \frac{2m\sigma_Y^m}{\left(\frac{\partial\Phi}{\partial\sigma_x} + \frac{\partial\Phi}{\partial\sigma_y}\right)\sigma_\phi} - 1 \quad (18)$$

onde  $\sigma_\phi$  é a tensão uniaxial na direção  $\phi$ . Essa expressão pode ser usada para calcular iterativamente o valor de  $p$ . Vamos assumir  $\phi = 45^\circ$  e definir a função  $g$  como

$$g(p) = \frac{2m\sigma_Y^m}{\left(\frac{\partial\Phi}{\partial\sigma_x} + \frac{\partial\Phi}{\partial\sigma_y}\right)\sigma_\phi} - 1 - R_{45} \quad (19)$$

Uma procura iterativa é utilizada para encontrar o valor de  $p$ . Para materiais com rede cristalina cúbica de face centrada (CFC) recomenda-se  $m = 8$  enquanto para materiais cúbicos de corpo centrado (CCC) usa-se  $m = 6$ . A resistência ao escoamento pode ser expressa em termos de  $k$  e  $n$  como:

$$\sigma_Y = k\varepsilon^n = k(\varepsilon_{yp} + \bar{\varepsilon}^p)^n \quad (20)$$

onde,  $\varepsilon_{yp}$ , é a deformação elástica no limite de escoamento.  $\varepsilon^p$  é a deformação plástica efetiva (logaritmica). Se  $\sigma_Y$  é assumida como zero, a deformação elástica no escoamento é determinada resolvendo a intersecção da curva elástica do ensaio de tração com a equação 20:

$$\sigma = k\varepsilon^n \text{ e } \sigma = E\varepsilon \quad (21)$$

o que fornece a deformação elástica no escoamento como:

$$\varepsilon_{yp} = \left(\frac{E}{k}\right)^{\frac{1}{n-1}} \quad (22)$$

Se  $\sigma_Y$  é assumido o valor real maior que zero então a deformação elástica no escoamento é:

$$\varepsilon_{yp} = \left( \frac{\sigma_y}{k} \right)^{\frac{1}{n}} \quad (23)$$

### 3. DADOS DA CHAPA E DAS FERRAMENTAS.

Para o cálculo teórico das deformações e para a simulação utilizaram-se os dados da Tabela 1:  
Tabela 1 – Dados do material da chapa ensaiada

Material: IF18.	n : 0.229	R <sub>00</sub> = 1.79
Espessura: 0.8 mm	K: 0.566 kN/mm <sup>2</sup>	R <sub>45</sub> = 1.98
Coefficiente de Poisson: 0.28	E = 207 GPa	R <sub>90</sub> = 2.43

As dimensões das cavidades da matriz e raio de canto utilizado estão registrados na figura 3:

Dimensões	2a	2b	r
01	200	200	10
02	200	180	10
03	200	160	10
04	200	140	10
05	200	120	10

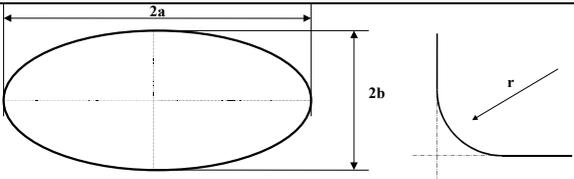


Figura 3 Geometria da matriz do ensaio de expansão hidrostática

### 4. MODELO EM ELEMENTOS FINITOS E CONDIÇÕES DE SIMULAÇÃO.

#### 4.1 - Procedimento Geral na Construção dos Modelos MEF

Na figura 4 está mostrado o modelo em elementos finitos utilizado nas simulações. Este modelo foi gerado no programa DYNAFORM versão 3.3 (O DYNAFORM é um pré e pós-processador que gera modelos discretizados em elementos finitos que serão os dados de entrada para o software LS-DYNA. Após o cálculo, este programa também analisa os dados de saída apresentando-os na forma gráfica). Depois de concluído a modelagem MEF, também no mesmo programa são aplicadas às condições de contorno, estabelecidos os contatos entre os corpos e fornecidos as propriedades plásticas do material. Finalizando o trabalho no DYNAFORM, uma carta em ASCII com comandos para o Software LS-DYNA é gerada (O LS-DYNA é um programa para análises dinâmicas não lineares de estruturas em 3 dimensões. Presta-se a simulação de problemas não lineares envolvendo resposta dinâmica com grandes deformações e contato entre diversos corpos). Estes arquivos gerados ao final da modelagem no DYNAFORM são então utilizados como dados de entrada, no software LS-DYNA no qual efetua-se a simulação. Este procedimento de modelagem foi aplicado a todos cálculos aqui relatados (Hallquist, 1999).

#### 4.2 - Descrição do Modelo em Elementos Finitos

Na figura 4 estão mostrados os modelos já discretizados em Elementos finitos do *blank*, da matriz e do prensa chapas. O modelo mostrado tem forma circunferencial com raio de abertura de 100 mm. Como descrito anteriormente, além da forma circunferencial, formas elípticas foram modeladas de maneira a obterem-se outros caminhos de deformação na condição de estiramento. As demais formas elípticas foram modeladas com o seguinte, raio maior e raio menor respectivamente: 100X100, 100x90, 100x80, 100x60. O raio de curvatura (filete) de todas as matrizes foi de 10 mm e modelou-se apenas um quarto do modelo. A matriz e o prensa chapas foram modelados como corpos rígidos. Contatos foram estabelecidos entre o *blank* e a matriz e entre o *blank* e o prensa chapas. Neste contato definiu-se o coeficiente de atrito estático e dinâmico constante de 0.125. Para modelagem do *blank* utilizou-se o elemento finito de casca de 5 mm. A matriz e o prensa chapas foram modelados também com elementos de casca de 10 mm de aresta. Devido à condição de Courant, o tempo de cálculo é determinado pela menor aresta dos elementos finitos das peças deformáveis presentes no modelo. Neste modelo, somente o *blank* é deformável, já que a matriz e o prensa chapas foram declarados corpos sólidos indeformáveis. Assim, como todos elementos do *blank* possuem aresta de 5 mm, esta será a aresta para a qual o programa LS-DYNA calculará a incremento de tempo a ser utilizado durante o cálculo e

conseqüentemente determinará o tempo de cálculo. Não foram utilizados elementos com arestas menores que 5mm, pois os resultados obtidos mostraram-se satisfatórios para 5 mm.

#### 4.3 - Descrição das Condições de Contorno.

As condições de contorno referentes aos graus de liberdade para o blank estão mostradas na figura 4 e podem ser assim descritas:

- Nó central na cor verde (Fig. 4): Graus de Liberdade  $DOFX=DOFY=ROTX=ROTY=ROTZ=0$ . Aplicada condição de contorno a fim de simular a simetria, já que somente um quarto do modelo está representado.
- Nós do plano YZ na cor azul (figura 4), com exceção do nó central: => Graus de liberdade  $DOFX=ROTY=ROTZ=0$ . Aplicada condição de contorno a fim de simular a simetria, já que somente um quarto do modelo está representado.
- Nós do plano XZ na cor preta (figura 4), com exceção do nó central: => Graus de liberdade  $DOFY=ROTX=ROTZ=0$ . Aplicada condição de contorno a fim de simular a simetria, já que somente um quarto do modelo está representado.

Quanto às condições de contorno da matriz e do prensa chapas, estas são feitas por ocasião da definição das propriedades de corpo rígido. A matriz esta fixa no espaço e ao prensa chapas definiu-se liberdade de movimento apenas no eixo Z. Ainda na figura 4 pode ser visualizada a força de sujeição aplicada ao prensa chapas. Esta força se sobrepõe à pressão aplicada ao *blank*, as quais garantem a fixação perfeita deste, não sendo necessário assim modelar-se quebra rugas. Ainda na figura 4 está mostrada a condição de contorno referente à pressão lateral aplicada ao *blank*. Esta condição de contorno é aplicada a todos os elementos do *blank*. Assim como anteriormente descrito, as forças provenientes da pressão hidráulica se adicionam a força de sujeição na região do prensa chapas. A necessidade de se aplicar a pressão a todos elementos do blank deve-se ao fato de alguns de seus elementos serem interseccionados pela linha divisória da matriz. Assim evita-se erros ao não se aplicar pressão a estes elementos que estão na borda da “janela da matriz” e conseqüentemente minimiza os erros na simulação. Uma possível desvantagem de aplicar-se pressão a todo o blank é o fato de na região do prensa chapas ela sobrepor-se a força de sujeição, a ser descontada desta força.

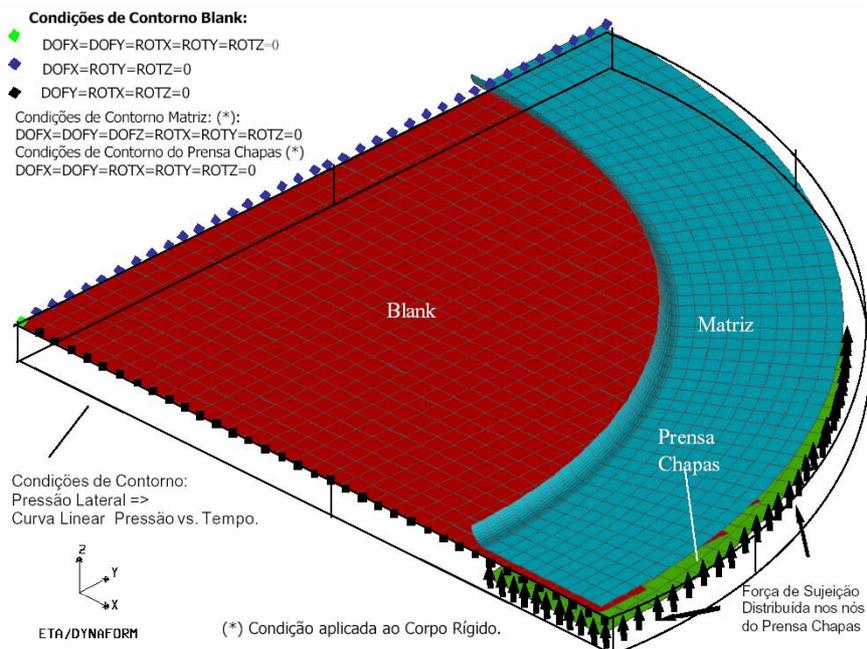


Figura 4: Condições de contorno aplicadas ao Modelo MEF.

## 5. RESULTADOS

A seguir serão descritos os dois conjuntos de resultados. O primeiro decorre da teoria de Castro e Pearce (C&P) relatado no item 2 e o segundo provém da simulação MEF descrita no item 4. Os resultados conforme a Teoria de Castro e Pearce foram obtidos a partir das equações (8), (9), (10) e (11), dos valores de a e b da figura 3. As deformações C&P foram calculadas para cada espessura obtida em

tempos definidos em que o programa de MEF também escreveu seus resultados permitindo a comparação. Este cálculo está mostrado na tabela 1 para a matriz com  $a = 100$  mm e  $b = 90$  mm. De posse de tabelas similares para as demais dimensões das elipses foi possível apresentar os resultados na forma gráfica da figura 5 mostrando o histórico de deformação resultante da simulação pelo modelo MEF na cor vermelha sobrepostos ao resultado do modelo analítico de Castro e Pearce (na cor preta). Ainda na tabela 1 calculou-se o valor de  $\varepsilon_z$  utilizando-se a hipótese da constância de volume e assim com os valores de  $\varepsilon_z$  para C&P e MEF pode-se calcular o erro assumindo o valor C&P como referência. De posse de planilhas de cálculo para as demais dimensões  $a$  e  $b$  das elipses da figura 3 pode-se determinar o erro de todas as dimensões e apresenta-las na forma gráfica conforme a figura 6.

Tabela 1: Deformações na expansão hidrostática para elipse 100X90 por Barlat e por Castro-Pearce.

Tempo (ms)	Espessura (mm)	$\varepsilon_{x\_mef}$	$\varepsilon_{y\_mef}$	$\varepsilon_{z\_mef}$	$\varepsilon_{z\_c\&p}$	$\varepsilon_{x\_c\&p}$	$\varepsilon_{y\_c\&p}$	Erro_ $\varepsilon_z$ %
0.0000	0.8000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	-100.000
1.7999	0.7992	0.0008	0.0009	-0.0017	-0.0010	0.0005	0.0006	63.5718
2.4000	0.7921	0.0051	0.0051	-0.0102	-0.0100	0.0045	0.0055	2.1298
2.9999	0.7920	0.0053	0.0053	-0.0106	-0.0101	0.0045	0.0056	4.6931
3.6000	0.7918	0.0055	0.0056	-0.0111	-0.0103	0.0046	0.0057	7.5651
4.1999	0.7904	0.0068	0.0066	-0.0134	-0.0121	0.0054	0.0067	10.9520
4.8000	0.7885	0.0080	0.0080	-0.0159	-0.0145	0.0065	0.0080	9.5821
5.3999	0.7862	0.0094	0.0095	-0.0189	-0.0174	0.0078	0.0096	8.4376
6.0000	0.7839	0.0108	0.0111	-0.0219	-0.0204	0.0091	0.0113	7.4967
6.5999	0.7809	0.0125	0.0132	-0.0257	-0.0241	0.0108	0.0133	6.6635
7.1999	0.7786	0.0139	0.0149	-0.0288	-0.0271	0.0121	0.0150	6.1504
.	.	.	.	.	.	.	.	.
.	.	.	.	.	.	.	.	.
.	.	.	.	.	.	.	.	.
22.2000	0.6424	0.1036	0.1187	-0.2222	-0.2194	0.0982	0.1212	1.2941
22.7999	0.6307	0.1122	0.1284	-0.2406	-0.2377	0.1064	0.1313	1.2183
23.4000	0.6211	0.1194	0.1366	-0.2560	-0.2531	0.1132	0.1398	1.1615
23.9999	0.6068	0.1303	0.1492	-0.2795	-0.2765	0.1237	0.1527	1.0843
24.6000	0.5937	0.1404	0.1609	-0.3013	-0.2983	0.1335	0.1648	1.0228
25.1999	0.5769	0.1537	0.1764	-0.3301	-0.3270	0.1463	0.1807	0.9523
25.8000	0.5572	0.1697	0.1952	-0.3649	-0.3617	0.1619	0.1998	0.8794
26.3999	0.5358	0.1877	0.2164	-0.4042	-0.4009	0.1794	0.2215	0.8115
26.9999	0.4996	0.2197	0.2545	-0.4742	-0.4709	0.2107	0.2602	0.7121
27.6000	0.4522	0.2644	0.3096	-0.5740	-0.5705	0.2553	0.3152	0.6080
28.1999	0.2895	0.4323	0.5874	-1.0197	-1.0163	0.4548	0.5615	0.3313

## 6. CONCLUSÕES E PERSPECTIVAS FUTURAS

Os resultados obtidos pela análise entre o modelo analítico (Castro e Pearce) e o modelo numérico (MEF via programa LS-DYNA usando o modelo de Barlat ) permitem as seguintes conclusões:

- Os resultados mostram haver uma boa concordância quanto aos históricos de deformação que se mostraram lineares ou bem próximos de uma trajetória linear e calculado analiticamente por Castro e Pearce. Pode-se notar que conforme o semi-eixo  $b$  diminui, enquanto a trajetória obtida via MEF diverge da trajetória linear esperada.
- Na melhoria do modelo duas hipóteses serão investigadas: o modelo de material de Barlat não é adequado para situações em que se tem estado plano de deformação, que é o estado quando o semi-eixo  $b$  da elipse é 0; e / ou para níveis de deformação maiores, onde o efeito da anisotropia da chapa faz-se presente em maior grau levando a não linearidade observada.
- Para uma comprovação definitiva, as trajetórias de deformação, bem como a relação entre a pressão e altura do bojo da expansão hidráulica, estão sendo avaliados experimentalmente. A comparação com estes resultados deverá verificar em definitivo os resultados do modelo de Barlat e elucidar as hipóteses aventadas para a divergência da trajetória linear observada quando o semi-eixo  $b$  tende a zero.

## 7. AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem a T-Systems do Brasil Ltda. por permitir a utilização de seu computador Silicon Graphics ORIGIN e do Programa LS-DYNA para a execução das simulações aqui relatadas.

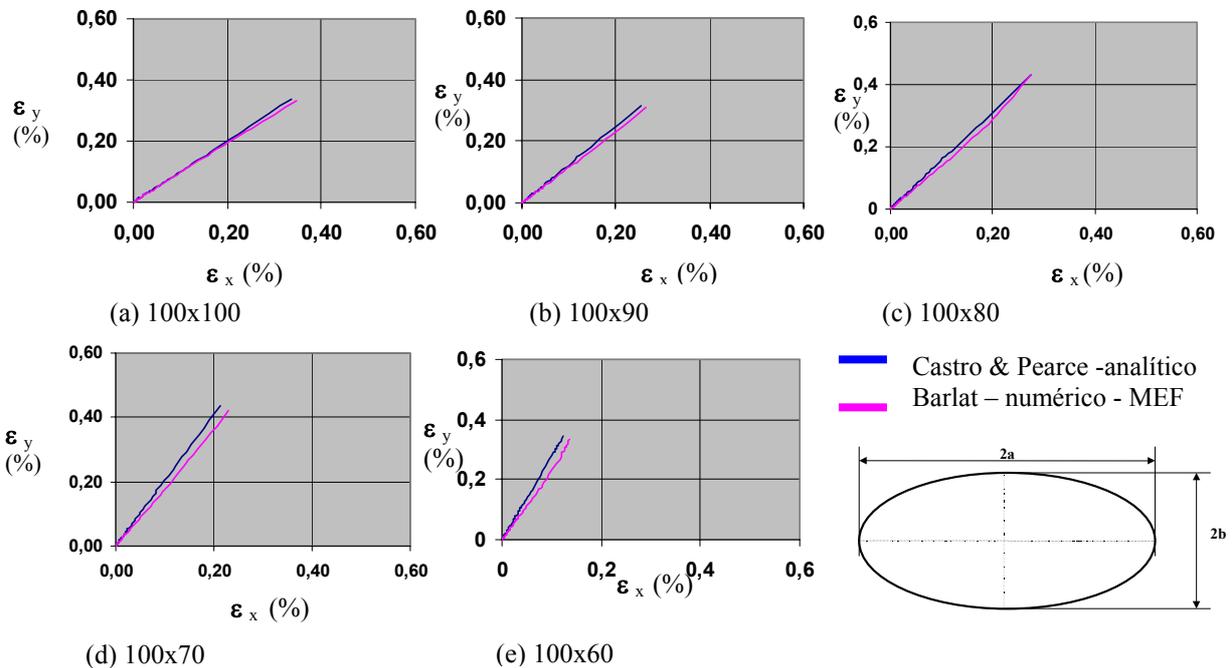


Figura 5: Históricos de deformação via MEF-critério de Barlat e analítico por Castro e Pearce.

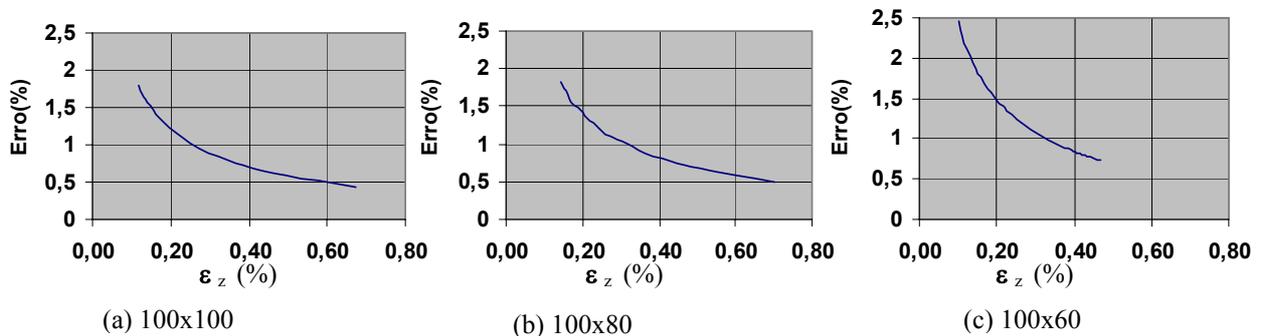


Figura 6: Erro na obtenção de  $\epsilon_z$  (assumindo Castro e Pierce como referência).

## 8. REFERÊNCIAS

- Ahmed, M. & Hashmi, M. S. J., 1998, Finite Element analysis of bulge forming applying pressure and in-plane compressive load, *J. Material Processing Technology*, 77, 95-102.
- Ahmed, M. e Hashmi, M. S. J., 1997, Comparison of free and restrained bulge forming by finite element method simulation, *Journal of materials processing technology*, 63, 651-4.
- Atkinson, M., 1994, Hydraulic bulging of near isotropic sheet metal trough an elliptical aperture, *Int. J. Mechanical Science*, 36.
- Barlat, F. & Lian, J., 1989, Plasticity Behavior and Stretchability of Sheet Metals. Parte I: A Yield Function for Orthotropic Sheet under Plane Stress Conditions; *Int. J. of Plasticity*, 5, pp. 51-66,
- Barlat, F. et al., 1991, A six component yield function for anisotropic materials, *Int. J. Plasticity*, 7, 693
- Banabic, D. et al. 1999 Analytical and experimental investigation on anisotropic yield criteria, 6<sup>th</sup> Int. Conf. ICTP'99, Nuremberg, 1999, 1411-1416.
- Berg, H. e Hora, P., 1998 Simulation of sheet metal forming process using different anisotropic constitutive model, In: *Proc. NUMIFORM 98*. Ed. Huetink & Baaijens, Rotterdam, Balkema, 775-80
- Bressan, J. D. e Al-Qureshi, H., 1980, Comportamento da Tensão e Deformação em Chapas Metálicas Durante a Conformação por Pressão Hidráulica. 4<sup>o</sup>. CBECIMAT, 1980, p. 101 a 111.

- Castro, A. e Pearce, R. 1973, The biaxial stress-strain behaviour of sheet steel under a wide range of stress ratios, Cranfield Memo. N. 53.
- Chenot, J. e Bay, F. 1998. An overview of numerical modeling techniques, J. Mat. Proc.Tech., 80, 8-15.
- Cronin, R. J., Xia, J. Y. e Llewellyn, D. T. 1994, Finite element modelling of hydraulic bulging during sheet metal forming, Ironmaking and Steelmaking, 21, 1, 32-36.
- Ducan, J. L., Kolodziejski, J. e Glover, J. 1956, Bulge Testing as an Aid to Formability Assessment. Sheet Metal Forming and Energy Conservation Journal, 20
- Goodwin, G. M., 1968, Application of strain analysis of sheet metal forming problems in the press shop, Metallurgia Italiana, 8, 767.
- Hallqvist, J. 1999, LS-DYNA–keyword user’s manual Nonlinear Dynamic Analysis of Structures, Livermore Software Technology Corporation.
- Haug E. et al., 1991, Industrial Sheet Metal Forming Simulation Using Explicit FEM, VDI Ber. 894.
- Hill, R. 1948, A Theory of Yielding and Plastic Flow of Anisotropic Metals. Proc. Roy.Soc. A193, 1948
- Hill, R.1979, Theoretical plasticity of textured aggregates. Math. Proc. Cambr. Phil. Soc. 85, 179-91.
- Hill, R. 1990, Constitutive Modeling of orthotropic plasticity in sheet, J. M. Phys. Solids, 38, 3, 405-17.
- Hill, R. 1950, theory of plastic bulging of a metal diaphragm by lateral pressure, Phil. Magazine, 7, 41.
- Hora, P. 2001, On the way from a simple FEM-Model to a virtual reality simulation, In: Simulation of Materials Processing: Theory, Methods and Applications, Mori(ed.) Sweets & Zeitlinger, Lisse, 35.
- Hora, P., Feurer, U. , Wahlen, A. e Reissner, J., 2000, Methods for handling of input and output data with the goal of higher computational reliability, ECCOMAS, Barcelona, Spain, Proceeding on CD.
- Ilahi, M. e Paul, T. K., 1985, Hydrostatic bulging of circular soft brass diaphragm, Int. J. Mec. Sci., 27.
- Ilahi, M. et al., 1981, Hydrostatic bulging of a circular aluminium diaphragm, Int. J. M. Science, 23.
- Iseki, H., Jimma, T. e Murota, T., 1977, Finite Element method of analysis of the hydrostatic bulging of sheet metal (part 1 & 2), Bulletin of JSME, v. 17, 1240,1974 / v. 20, 285.
- Keeler, S. 1965, Determination of forming limits in automotive stamping, Sheet Metal Industry, 29, 683
- Kim, Y. e Yang, D., 1985, rigid-plastic finite element formulation considering the effect of geometric change and its application to hydrostatic bulging, Int. J. Mech. Science, 27, 7/8, 453-63.
- Kleemola, H. J. e Ranta-Eskola, A. J. 1976, On the Determination of Biaxial Stress-Strain Curves and Forming Limit Diagrams by Hydraulic Bulging., Scandinavian J. of Metallurgy 5, 124-8.
- Makinouchi, A., 2001. Recent Developments in sheet metal forming simulation, In: Simulation of Materials Processing: Theory, Methods and application, Ed. K. Mori, Swets & Zeitlinger, Lisse, 3-10
- Maziliu, L. S. e Kurr, J., 1990, Anisotropy Evolution by Cold Prestrained Metals Described by ICT-Theory. Journal of Material Processing Technology, 24, 303-311, 1990
- Thieme, S. 1995, Mikrostrukturelle Modellierung des Kaltunformens, Fort. Ber. VDI, Reihe 5, n. 561.
- Wifi, A. S., 1982, Finite Element correction matrices in metal forming analysis (with application to hydrostatic bulging of a circular sheet), Int. J. Mechanical Science, 24.

## **FEM NUMERICAL SIMULATION OF METAL SHEET FORMING BY HYDRALIC PRESSURE (BULGE TEST)**

**Jorge Paiva Abrantes**

Escola Politécnica da Universidade de São Paulo – [jorge.abrantes@poli.usp.br](mailto:jorge.abrantes@poli.usp.br)

**Gilmar Ferreira Batalha**

Laboratório de Engenharia de Fabricação – PMR - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo  
Av. Prof. Mello Moraes, 2231 05508.900 São Paulo - SP – [gilmar.batalha@poli.usp.br](mailto:gilmar.batalha@poli.usp.br)

**Abstract:** *The intention of this work is to simulate by the finite element method (FEM) a metallic sheet forming process by hydraulic pressure. The bulge test was chosen for simulation. In this test a sample of the sheet material is clamped and a hydraulic pressure is applied in one side through a die. As the sheet forming process presents a linear strain path and the friction is not present during the deformation, this test becomes very important in the study of the plastic properties of the metallic materials in sheet form and allows for evaluating the different mathematical models that represent the materials in the plastic regime. Here the material model of Barlat is evaluated in comparison with the Castro and Pearce theoretical model. For execution of the simulations the LS\_DYNA Software, commercial software for nonlinear dynamics analysis with finite method (FEM) was used. As result, using FEM, the strain path is get for the Barlat material model used in the numerical model, being then carried through a graphic comparison with the theoretical model. Conclusions regarding the use of the Barlat material model in the software LS\_DYNA can then be gotten and is here reported.*

**Key-words:** *Bulge Test, Sheet Forming, FEM, Metallic Sheet, Forming Process.*