

SIMULAÇÃO NÚMERICA DE PROCESSOS DE CONFORMAÇÃO SUPERPLÁSTICA E CORTE DE CHAPAS METÁLICAS

Carlos Augusto Prado Gonçalves
goncalves2011carlos@gmail.com

Resumo. A modelagem e a simulação numérica de processos de conformação pode ser uma ferramenta útil para dimensionar ferramentas e calibrar parâmetros, e assim otimizar os processos. O objetivo do presente trabalho foi a validação de modelos de simulação pelo MEF da conformação superplástica da liga Ti-6Al-4V e o desenvolvimento de um modelo de simulação calibrado do processo de corte de chapas metálicas. No caso do processo de corte foi ainda o de desenvolver uma abordagem adequada de aquisição de dados e da sua elaboração para o correto uso de um software de simulações por elementos finitos. Inicialmente, o modelo de fratura foi calibrado por uma otimização computacional por análise inversa. Considerando o ambiente industrial, uma abordagem aproximativa por ensaios de tração foi escolhida para caracterização do modelo de fratura, e um fator de correção foi considerado com base na comparação com os resultados da análise inversa. Além disso, a sensibilidade dos resultados à alguns parâmetros de processo foi estudada. Em conclusão, foi verificado que o modelo MEF gerou resultados com erros menores do que a variância dos resultados experimentais somente para três dos cinco materiais usados, e um critério de aplicação do modelo foi proposto com base na ductilidade do material a ser simulado.

No caso da conformação superplástica, o ensaio de expansão hidrostática livre foi simulada com um algoritmo de controle de pressão que procura manter a taxa de deformação próxima a uma certo valor no qual a condição de superplasticidade é otimizada. Assim, para ser comparado com resultados de simulações numéricas e dados experimentais do mesmo processo, mas cujo algoritmo de pressão utilizado buscava manter a tensão constante. Essa comparação teve o propósito de verificar a possível equivalência de ambos algoritmos. Em conclusão, verificou-se que características geométricas da peça formada apresentaram não mais que 10% de desvio nas comparações realizadas, e que nas simulações que utilizaram o algoritmo de controle por taxa de deformação, o resultado de tensão no tempo foi praticamente constante, e com média de mesmo valor que utilizado no algoritmo de controle de pressão para manter tensão constante.

Palavras chave: corte de chapas, critério de dano, MEF, expansão fluidostática, superplasticidade

1. Introdução

Processos de conformação plástica e superplástica associados ou não a fratura do material são largamente utilizados para fabricação de componentes em diversos setores da indústria como o automotivo e o aeronáutico. Para conformações plásticas com fratura e conformação superplástica, a modelagem analítica explícita é muito complexa, e para fugir da otimização dos parâmetros de processo por tentativa e erro, um método de cálculo como o método dos elementos finitos (MEF) pode ser utilizado.

Neste trabalho, simulações pelo MEF dos processos de corte de chapas e expansão fluidostática de um material superplástico foram realizadas e comparadas com ensaios experimentais do próprio processo com o intuito de se verificar a validade dos modelos matemáticos de caracterização dos processos e dos parâmetros usados no método, assim como verificar a influência da precisão de aquisição de dados, além de possibilitar o estudo da aplicabilidade dos processos.

Devido à aplicação de certas arruelas a funções específicas como cames, existe uma maior necessidade no controle das características das superfícies geradas pelo corte (arestas de corte). A superfície, em geral apresenta três regiões, especificadas na fig. 1. Para a maior parte das aplicações era necessário controlar um comprimento mínimo para superfície “polida”, que será chamado neste trabalho de L_p , e um valor máximo para a profundidade na zona de fratura (rugosa).

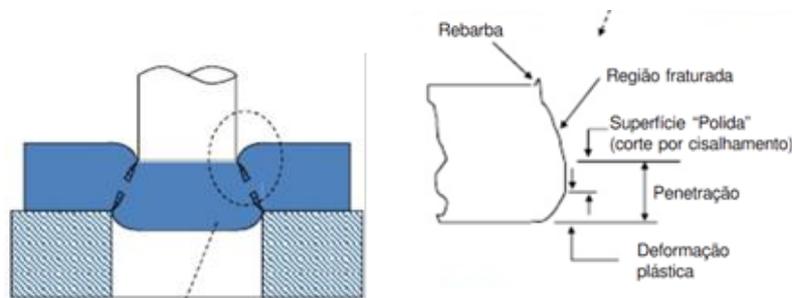


Figura 1. Zonas da superfície gerada pelo corte

O processo de corte de chapas é ainda não completamente compreendido, devido à complexidade dos esforços e do fenômeno de fratura envolvido, uma abordagem analítica é muito difícil. Para evitar longos processos de tentativa e erro na escolha de folga entre ferramentas de corte, raios das arestas de corte, lubrificação e velocidade, modelos empíricos baseados em considerações energéticas são normalmente usados para previsão da fratura. Esses modelos consideram que a fratura se inicia quando o dano acumulado no material atinge certo valor limite, que no presente trabalho é chamado de D^* , e que deve ser experimentalmente determinado.

O software de elementos finitos utilizado no processo de cortes chama-se Forge (Enginsoft). Definidos os processos a serem simulados, se limitaram as geometrias, os materiais e as características de processo. Então, o trabalho desenvolvido foi a criação de um método de aquisição de dados dos parâmetros de processo através de ensaios experimentais e a sua posterior elaboração.

Devido ao contexto industrial envolvido, foi escolhido o ensaio de tração uniaxial para caracterização reológica. Hipóteses e correções no critério de fratura foram feitas, e através da comparação dos resultados obtidos nas simulações pelo MEF com dados experimentais foi possível avaliar a validade e aplicabilidade dos critérios de dano e das hipóteses feitas no modelo, e também avaliar a sensibilidade dos resultados à precisão de aquisição dos valores dos parâmetros de processo.

O processo de expansão fluídostática considerado é do tipo livre (“bulge test”) com estampo circular, a conformação da chapa ocorre por argônio em pressão que pressiona a chapa contra um estampo.

Sabendo que o fenômeno do comportamento superplástico de um material ocorre somente para certo intervalo de taxa de deformação aplicada, então para que o processo ocorra em condições ótimas, a pressão exercida pelo fluido deve ser controlada, e algoritmos de controle de pressão em função da deformação e do tempo são normalmente usados.

Baseado em sua hipótese de ensaios fluídostáticos livres de caracterização reológica à tensão constante, Aoura (2004) caracterizou as condições necessárias para a superplasticidade da liga Ti-6Al-4V e seus parâmetros reológicos nessa condições. Aoura (2011) propôs um modelo de controle de pressão do fluido no software ABAQUS que mantivesse a tensão equivalente constante durante as simulações pelo MEF.

Assim, neste trabalho de formatura será analisada a validade dos modelos de simulação do MARC comparando os resultados com os dados experimentais e os resultados dos modelos no ABAQUS obtidos por Aoura. A maior diferença entre os modelos seria que no Marc um algoritmo de controle de pressão que mantém a taxa de deformação constante foi adotado.

Os resultados escolhidos para análise foram: pressão aplicada em função do tempo, distribuição de espessura da peça final, evolução temporal da altura do centro da peça e evolução temporal da tensão no centro da peça.

2. Fundamentos teóricos

2.1. Processo de corte de chapas

O processo de corte de chapas é um processo de deformação plástica a frio que acaba com uma fratura que deve ser controlada, e é uma combinação de cisalhamento e coalescência de vazios. A chapa é colocada entre a matriz e o punção, e durante o processo o anel retentor deve impossibilitar a chapa de fletir. O processo pode ser dividido em quatro estágios distintos (repuchamento, penetração, fratura e formação de rebarbas) que caracterizam a forma da superfície gerada pelo corte e estão relacionadas com a qualidade do produto final, e também caracterizam o perfil da força aplicada pela prensa.

O parâmetro de processo que exerce mais influência no controle dessa fase é a folga entre a matriz e o punção. Essa pode variar entre 1% a 10% da espessura da chapa, mas tem um valor ótimo que depende fortemente do material, ou se o desgaste das ferramentas de corte é limitado. Basicamente, determina quais as proporções de importância do cisalhamento ou do crescimento e coalescimento de vazios no processo de fratura. Geralmente, pequenas folgas geram maiores valores de L_p (superfície “polida”), no entanto, também maior é o desgaste da ferramenta.

Nos metais, a fratura é geralmente do tipo dúctil, e é causada por defeitos microscópicos no material que induzem vazios. O mecanismo desse tipo de fratura é baseado na nucleação, crescimento e na coalescência dos vazios, é caracterizado por altas deformações plásticas. Brokken (1971) constatou que sob altas valores de pressão hidrostática os vazios podem iniciar nas inclusões das deformações por cisalhamento. Logo, é possível assumir que a fratura depende da história de deformação ao qual o material foi submetido.

O objetivo principal de um critério de dano é a previsão da iniciação e evolução da fratura, com base na história de tensões e deformações que o material sofre durante o processo. Então, é proposto estabelecer um parâmetro significativo que descreve a quantidade de dano no material durante a deformação, o parâmetro de dano D , assim quando a fratura ocorre D atinge seu valor crítico D^* . Inúmeros modelos de critérios de dano já foram propostos até agora. Em comum, o parâmetro crítico de dano tem de ser calibrados experimentalmente através de ensaios adequados. Atualmente, códigos de elementos finitos comerciais fazem ampla utilização desses critérios de dano, e geralmente o usuário deve encontrar o critério mais adequado para um certo tipo de processo.

Existem dois tipos de abordagens na previsão de danos: a mecânica contínua da fratura e abordagens locais. As abordagens locais podem ser divididas em modelos de crescimento de vazio e critérios empíricos.

Crítérios empíricos foram desenvolvidos com base na verificação experimental, sabendo que a fratura depende do histórico de tensão-deformação para um certo material, isso significa que o critério pode ser baseado em hipóteses de acumulação de energia. Supõe que a fratura inicia-se quando o trabalho específico produzido atinge um valor crítico, valor que depende apenas do material.

Cockroft; Latham(1968) tentando demonstrar a validade dessa hipótese executando ensaios de tração observaram uma forte dependência do histórico da primeira componente da tensão principal durante a deformação, para ocorrência de fraturas, e eles assim propuseram outro critério, que é descrito na eq. 1:

$$D = \int_0^{\varepsilon_f} \sigma_1 d\varepsilon \quad (1)$$

Confirmado por Gouveia; Martins; Rodriguez (2000), para materiais com boa conformabilidade, o valor crítico de dano apresenta uma dependência muito elevada na tensão principal de maior valor. A fim de melhorar a precisão do critério, em caso de estados de tensões diferentes da tensão de tração uniaxial, Oh et al(1979) modificou a fórmula de Cockroft e Latham, normalizando a tensão principal máxima pela tensão equivalente. A eq. (2) representa este critério, que será o critério adotado nos modelos de simulação utilizados neste trabalho de formatura.

$$D = \int_0^{\varepsilon_f} \frac{\sigma_1}{\sigma_{\varepsilon q}} d\varepsilon \quad (2)$$

Por se tratar de um processo de conformação a frio, em uma temperatura muito abaixo da metade da temperatura de fusão dos materiais considerados, é muito comum encontrar na literatura a caracterização reológica feita pela lei de Hollomon, eq (3).

$$\sigma = K \cdot \varepsilon^n \quad (3)$$

2.2. Superplasticidade

Alguns materiais policristalinos em condições específicas podem atingir altas deformações antes de se romper. O fenômeno superplástico é definido quando alguns materiais apresentam ductilidade acima do convencional quando sofrem uma dada sollicitação. Como exemplo, o alongamento máximo que se é possível obter com uma sollicitação tratativa pode chegar a 1000%. O mecanismo pode ser classificado como estrutural, por transformação de fase ou ciclagem térmica.

Para que o estrutural possa ocorrer, a microestrutura do material e certas condições de processos devem respeitar certas condições necessárias

Quanto a microestrutura, pequenos tamanhos de grão devem ser usados. O tamanho deve ser controlado durante o processo para que não ultrapasse a média de $10 \mu m$.

Algumas condições de processos são fundamentais, como: temperatura que seja maior ou igual à metade da temperatura absoluta de fusão. E também, controle da taxa de deformação de modo a mantê-lo em um intervalo restrito de baixas taxas de deformação (10^{-2} a $10^{-6} s^{-1}$).

Diferentemente da deformação plástica, onde o movimento de discordâncias gera um aumento da anisotropia, isto é, aumenta a orientação preferencial dos grãos sabe-se que deformação atribuída ao movimento de discordâncias pode ser considerada muito pequena na deformação superplástica, isto é o processo de encruamento não ocorre de maneira significativa. Já que na superplasticidade estrutural, o mecanismo predominante é a rotação e a translação dos grãos em um processo difusivo associado.

Existem diversos fatores que podem exercer influência na determinação das tensões de fluxo atuantes numa peça sob conformação superplástica. Deformação, velocidade de deformação, tamanho dos grãos, temperatura, energia de ativação influenciam diretamente nos mecanismos de difusão, rotação, translação, crescimento e deformação dos grãos e que caracterizam a conformação e também o problema de cavitação.

Mas, para ligas de Ti-6Al-4V se observa que não há ocorrência de cavitação (SHERBY; WADSWORTH, 1989).

A presença de uma microestrutura bifásica dificulta o crescimento dos grãos durante a deformação. Partículas de segunda fase distribuídas de maneira homogênea na matriz permitem que a ancoragem dos grãos ocorra e se estas apresentarem maior resistência que a matriz elas cooperam para que os grãos sofram recristalização dinâmica durante a deformação assim dificultando o crescimento dos grãos.

No entanto, se as condições de processo que são temperatura e tamanho médio dos grãos forem controladas e o efeito de encruamento for considerado desprezível, a determinação da tensão de fluxo na peça pode ser dado por uma simples relação, representada pela eq.(4).

$$\sigma = K \cdot \dot{\varepsilon}^m \quad (4)$$

Onde K e m englobam os efeitos de temperatura e tamanho de grão, e devem ser referenciados para uma certa condição destes parâmetros. A figura 2 representa essa influência da temperatura e do tamanho de grão.

Para certos materiais a relação tensão por taxa de deformação apresenta comportamento sigmoide, conforme ilustra a figura 2. Verifica-se que na região (II), a sensibilidade da tensão à taxa de deformação é maximizada, e por isso quando se deseja obter a superplasticidade, a conformação deve ocorrer em um certo intervalo de taxa de deformação.

Além disso, nota-se que nessa região o coeficiente de sensibilidade à taxa de deformação pode ser maximizado, e para a maior parte dos materiais superplásticos esse valor varia entre 0,4 e 0,9. E no caso da liga Ti-6Al-4V varia entre 0,8 e 0,9(Ghosh e Hamilton, 1982).

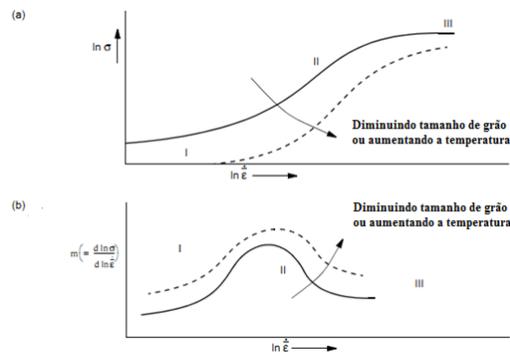


Figura 2. Gráficos logarítmicos da tensão pela taxa de deformação e sensibilidade à taxa de deformação pela taxa de deformação (Marc Volume A, p.194)

3. Métodos experimentais e de simulação numérica

3.1. Materiais e métodos de caracterização

Nos processos de corte, o ensaio de tração uniaxial foi escolhido para caracterização do material pela simplicidade. Os corpos de prova foram preparados de acordo com o regulamento padrão ISO6892-1(2009).

Os materiais a serem tratados foram cinco diferentes aços, cujas características são dadas na tabela 2.

Tabela 2. Materiais usados nos processos de corte

	Descrição	Alongamento máximo (%)	Tensão de ruptura (Mpa)	Coefficiente de encruamento
1	0,43%C - 0,49%C, recozido, laminado a frio	25	490-590	0,24
2	0,1%C(max), laminado a quente	28	490-590	0,13
3	0,18%C(max), laminado a frio	37	430-560	0,13
4	0,43%-0,49%C, laminado a frio	16	690-790	0,044
5	0,43%-0,49%C, laminado a frio	22	590-690	0,066

Para caracterização reológica do Ti-6Al-4V nas condições ótimas para a superplasticidade, Aoura(2004) baseado em considerações geométricas, propôs a relação entre a pressão necessária para realizar um ensaio de expansão fluídostática livre à tensão constante. Assim realizou ensaios à tensão constante para 4 diferentes tensões de forma a poder aproximar um polinômio do quarto grau para determinar a espessura em função da altura h e assim relacionar a tensão e a taxa de deformação e caracterizar reologicamente o material.

E encontrou os seguintes parâmetros na temperatura de 925°C :

$$\sigma = 9,84MPa, \quad \dot{\epsilon} = 1,05 \cdot 10^{-4} s^{-1}, \quad K = 17100 \frac{N \cdot s^{0,19}}{mm^2} \quad e \quad m = 0,81$$

3.2. Métodos de simulação pelo MEF

Para os processos de corte no Forge, foram usadas geometrias 2D para simular o corte de arruelas completamente circulares e de 3D em ¼ de modelo para simular furos hexagonais. Os elementos de malha usados foram triângulos e sólidos tetraedros de interpolação linear.

Já para a expansão superplástica, de forma a repetir as condições simuladas por Aoura(2011), uma matriz circular de diâmetro externo de 290mm, diâmetro interno de 180mm e raio de 10mm nas bordas e um corpo de prova de espessura 1,25mm e diâmetro 290mm foram usados. A geometria foi 3D e somente ¼ de modelo foi utilizado. Os elementos de malha usados foram os do tipo membrana de 4 nós com interpolação linear e malha adaptativa no contato. O número de elementos de malha foi variado para testar o tamanho ideal que diminuisse o erro de simulação, e 3 variações de número foram usadas.

O modelo de atrito usado para ambos os problemas foi o modelo de Coulomb, e o coeficiente de atrito foi variado em cada caso de forma a ser calibrado minimizando o erro de simulação dos processos, para a expansão superplástica foi igual a 0,1 e no processo de corte variou de caso a caso.

3.2.1. Controle de pressão da expansão fluídostática superplástica

Como já mencionado nos fundamentos teóricos, o fenômeno de superplasticidade ocorre somente para um certo intervalo de taxa de deformação, e os parâmetros reológicos são válidos somente para um intervalo muito restrito em torno da taxa de deformação ótima.

Assim, geralmente algoritmos de simulação de conformação superplástica consideram variar a pressão a cada incremento de simulação baseando em tentar manter a taxa de deformação constante igual ao valor considerado ótimo. Nos elementos finitos uma estratégia de controle normalmente aplicada é baseada na relação entre taxa de deformação ótima e taxa de deformação máxima observada em alguns elementos selecionados. No Abaqus caso tal relação, ultrapasse limites pré-definidos a pressão do próximo incremento é alterada de forma proporcional em intervalos discretizados da relação entre as taxas, a fim de manter a relação constante.

Já no software MSC MARC a pressão do próximo instante é alterada de forma diretamente proporcional a relação entre as taxas. Além disso, um parâmetro chamado CUTOFF fator é um parâmetro de 0 a 1 que indica qual a porcentagem do número total de elementos que serão selecionados para fazer a média da taxa de deformação máxima observada nos elementos com os maiores valores de taxa de deformação. Este parâmetro geralmente é variado entre 0,7 e 0,9. Exemplificando, caso fosse 0,9, isso significaria que 10% dos elementos seriam usados para compor a média. Portanto quanto maior o valor do cutoff factor, maior seria a oscilação de pressão, mas menor seria o intervalo de variação da taxa de deformação. Nos casos que serão apresentados, o valor de 0.8 foi usado.

Apesar de este não ser o algoritmo de pressão da caracterização do material que foi usado nos procedimentos experimentais, as simulações com este algoritmo serão executadas de forma a servirem de comparação com os resultados experimentais e com os resultados numéricos de outro modelo que mantém a tensão constante de Aoura(2011), para assim verificar se existem diferenças significativas nos resultados ao se usar diferentes algoritmos. Aoura propôs simular pelo MEF o ensaio expansão fluídostática livre com os parâmetros já calibrados, utilizando um algoritmo de controle de pressão proposto que a cada iteração seria corrigida de acordo com o desvio da tensão medida em relação à tensão ótima, assim mantendo a tensão constante durante a simulação, e comparou com os dados experimentais medidos do ensaio e com simulações usando o algoritmo de controle de pressão do Abaqus que mantém a taxa de deformação constante.

3.2.2. Calibração do critério de dano por análise inversa

Um método alternativo para adquirir o valor crítico do critério de dano é baseado em uma minimização do erro do comprimento de superfície “polida” (L_p) simulado em relação ao experimental quando varia-se o valor crítico de dano D^* em um certo intervalo. Assim depois de executar as simulações, um estudo sobre os resultados poderiam ajudar a descobrir se essa otimização era válida e se somente um mínimo era encontrado.

3.2.3. Resultados parciais, hipóteses e modelo proposto para o processo de corte

Com os valores críticos de dano do Latham Cockroft normalizado já estabelecidos em ensaios de tração para os materiais considerados. Um primeiro processo foi escolhido e simulado com o D^* obtido. Porém, os resultados obtidos (em termos de L_p) pela aplicação direta do D^* calibrado por ensaios de tração subestimaram excessivamente os experimentos. Assim, para esse primeiro processo uma análise inversa foi executada, a fim de calibrar corretamente o critério de dano.

Então, foi necessário verificar se D^* é apenas função do material quando somente os processos de corte de chapas são considerados, isto é, se as variações dos parâmetros de processo considerados alterariam o valor de D^* . Assim, mantendo o material constante (mesmo lote), outros processos de corte foram simulados. Estes processos apresentam valores diferentes de folga entre ferramentas de corte, raio das arestas de corte, lubrificação, material de ferramenta, velocidade de processo e geometria da peça fabricada.

Em particular a razão entre a folga entre ferramentas de corte e a espessura da chapa não variaram relevantemente (mais ou menos dez por cento), mantendo valores próximos de triaxialidade das tensões nos diversos processos. Comparando os resultados simulados pelo MEF com os dados experimentais, validou-se que D^* pode ser aproximado como somente função do material. Em seguida, um método simples para obter D^* para os outros materiais foi necessário.

Foi proposto o uso de um fator de correção linear a ser aplicado ao D_i^* obtido pela ensaio de tração, para que pudesse ser usado para o processo de corte. Fator que seria constante para todos materiais, e seria definido pela eq. (5), cujos parâmetros foram obtidos com os resultados do primeiro material utilizado (material 1).

$$\frac{D_{corte}^*}{D_{tração}^*} = 7,46 \quad (5)$$

O valor crítico de dano do ensaio de tração é diferente do real principalmente por causa da mudança de triaxialidade. Essa significa a proporcionalidade entre tensões axiais e de cisalhamento e implica a mudança na importância da fratura por cisalhamento na fratura por coalescência de vazios. O valor de triaxialidade é função principalmente da proporção entre folga de ferramentas e espessura da chapa, e sabendo que este parâmetro não está variando significativamente entre os processos de corte como varia entre um ensaio de tração e um processo de corte, justificou parcialmente a hipótese feita.

Além disso, os materiais que estão sendo utilizados apresentaram características semelhantes em termos de coeficiente de encruamento e alongamento máximo, por isso as formas dos gráficos tensão-deformação foram similares.

Portanto, seria de esperar que o critério LCn apresentasse relação linear semelhante entre D^* e L_p para os outros materiais considerados

4. Resultados

4.1. Processos de corte

Primeiramente, 3 diferentes arruelas que eram feitas do material 1 foram simulados, sendo o primeiro por análise inversa e os outros dois com o critério de dano já calibrado.

Da parte experimental, sabe-se que o L_p (comprimento de superfície “polida”) médio foi $1,37 \pm 0,22$ mm. Então variando D^* desde com o valor obtido no ensaio de tração uniaxial e múltiplos desse se obteve a análise feita na fig. 3.

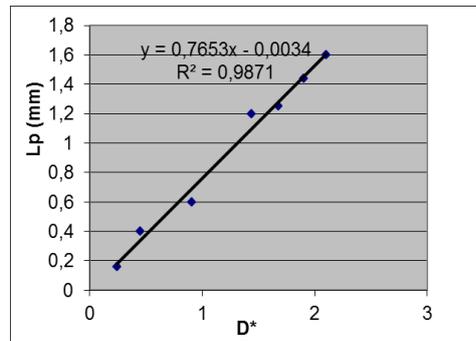


Figura 3. Relação entre L_p e o valor crítico de dano (em azul os pontos simulados pelo MEF)

Assim foi possível calibrar o critério e simular as outras peças, e os resultados são colocados na tabela 3 e nas figuras 4 e 5:

Tabela 3. Resultados das simulações das peças feitas do material 1

	L_p (mm), peça 2	L_p (mm) médio do meio das arestas do hexágono, peça 3	L_p (mm) nos vértices do furo hexagonal, peça 3
Média experimental	0,54	0,65	2,95
Erro	0,06	0,05	0,5
% erro	12	8	17
Número de peças medidas	7	11	8
Forge	0,58	0,72	3,27
%Erro	+7	+9	+10

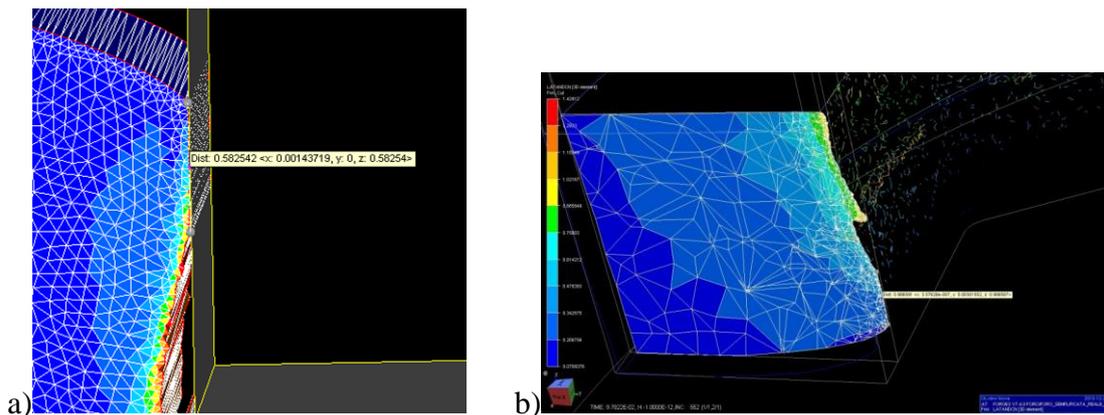


Figura 4. a) Simulação 2D com valores de dano ilustrados da peça 2 b) seção da simulação 3D da peça 3

Quando novos materiais foram considerados e o modelo baseado na hipótese do uso do fator de correção para o critério calibrado em ensaio de tração uniaxial foi usado, temos os seguintes resultados iniciais ilustrados na figura 5 e na tabela 4.

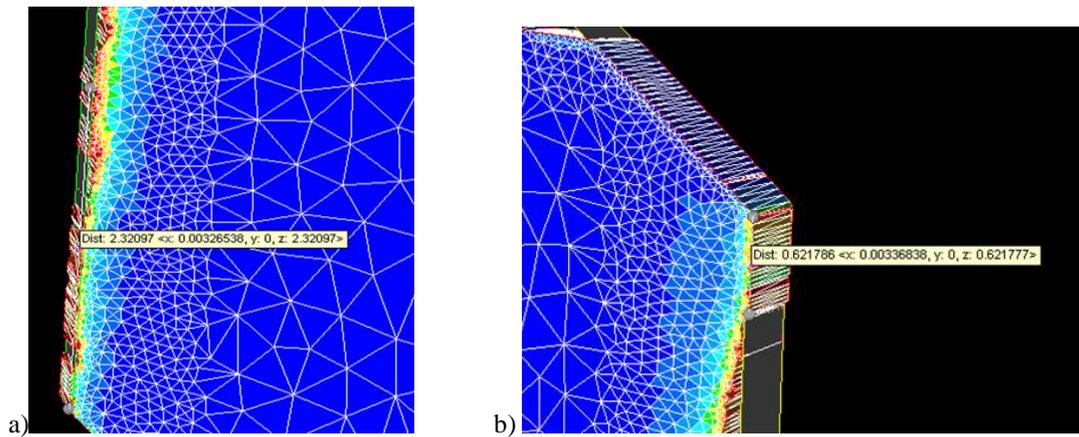


Figura 5. a) Simulação da peça 6 b) Simulação da peça 7

Tabela 4. Resultados das peças que usam os materiais diferentes do usado para calibrar modelo

	Lp(mm), Peça 4, Material 3	Lp(mm) médio do meio das arestas do hexágono, peça 5, material 2	Lp (mm) nos vértices do furo hexagonal, peça 5, material 2	Lp (mm), peça 6, <u>para dois valores de</u> <u>folga entre</u> <u>ferramentas, material</u> 5	Lp (mm), peça 7, material 4
Média experimental	1,05	1,36	2,21	1,43; 2,73	0,86
Erro	0,23	0,11	0,46	0,5	0,24
% erro	22	8	21	19	28
N. peças medidas	19	12	12	14	10
Forge	1,11	1,08	1,84	1,59 ; 2,3	0,62
% Erro	6	21	17	-11, ; 16	-28

Nos casos 6 e 7, os resultados simulados de Lp se parecem validados com os experimentos. Porém, nestes casos Lp foi também causado pelo forjamento do chanfro. As arestas de corte são geradas no corte, mas são modeladas no forjamento, portanto a geometria final é dependente da previsão de ambos os processos.

Durante a simulação MEF observou-se que no corte a zona de fratura era muito antecipada e a maior parte da superfície “polida” foi formada no processo de forjamento, de difícil identificação, assim nenhuma medida precisa de Lp foi obtida no Forge. Ao contrário, na maioria dos experimentos o Lp foi formado no corte, cuja identificação é mais fácil, pois a superfície “polida” que vem do corte apresenta rugosidade muito menor do que a formada no forjamento.

Assim, neste caso concluiu-se que os resultados oferecidos pelo critério no MEF sub-estimaram a realidade e o modelo não foi validado para os casos.

4.2. Expansão fluidostática livre

Como já mencionado foram usadas 3 diferentes malhas. A figura 6 ilustra as malhas usadas e o resultado de distribuição de espessura da peça.

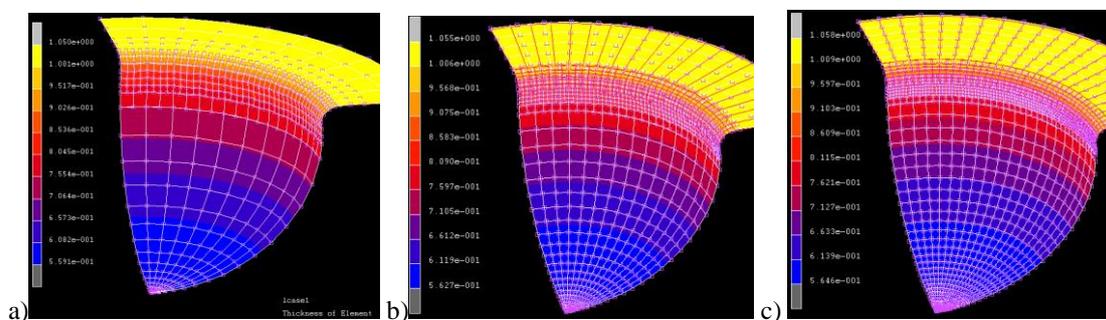


Figura 6. Distribuição de espessura final nas peças malhadas com 200 (a), 450 (b) e 800 (c) elementos iniciais (sem contar a malha adaptativa gerada no contato)

Antecipando o resultado de que o refinamento da malha não apresentou uma melhora significativa nos resultados somente os resultados obtidos com a malha mais refinada serão comparados aos resultados experimentais e de simulação com o algoritmo de controle de pressão de Aoura.

Os resultados de pressão em função do tempo para as simulações no MARC e o resultado da simulação de Aoura(2011) são mostrados na fig. 7. Vale destacar o Aoura realizou dois tipos de simulação, com dois diferentes algoritmos de controle de pressão, sendo um de sua própria formulação para manter a tensão constante (fig. 7, b, linha preta) e outro que era já pronto no Abaqus para manter a taxa de deformação constante (fig. 7, b, linha vermelha).

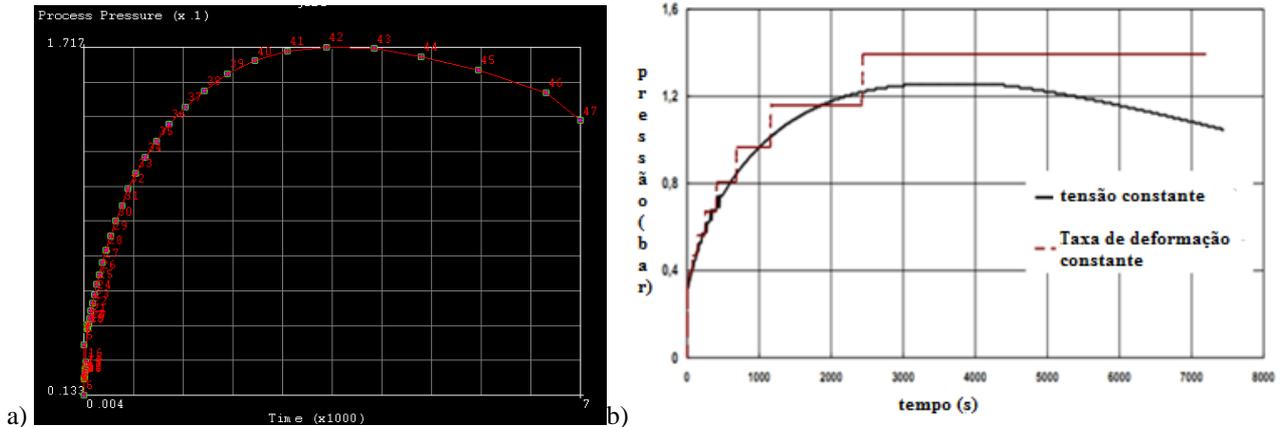


Figura 7. Comparação dos resultados de pressão[bar] em função do tempo para a) MARC com 800 elementos com controle por taxa de deformação constante b) Abaqus com controle de pressão por tensão constante(linha preta) e por taxa de deformação constante(linha vermelha)

Os perfis de pressão foram muito similares entre os resultados. Os pontos máximos de pressão ocorrem aproximadamente no instante 3500s em todas as simulações.

Os resultados de espessura dos elementos de um caminho em direção radial em função do comprimento do arco para as simulações no MARC e o resultado da simulação de Aoura(2011) de espessura em [mm] em função do ângulo (diretamente proporcional ao comprimento de arco) são mostrados na figura 8. Os resultados de altura do centro da peça em função do tempo para as simulações no MARC e o resultado da simulação de Aoura(2011) de altura em [mm] são mostrados na figura 9.

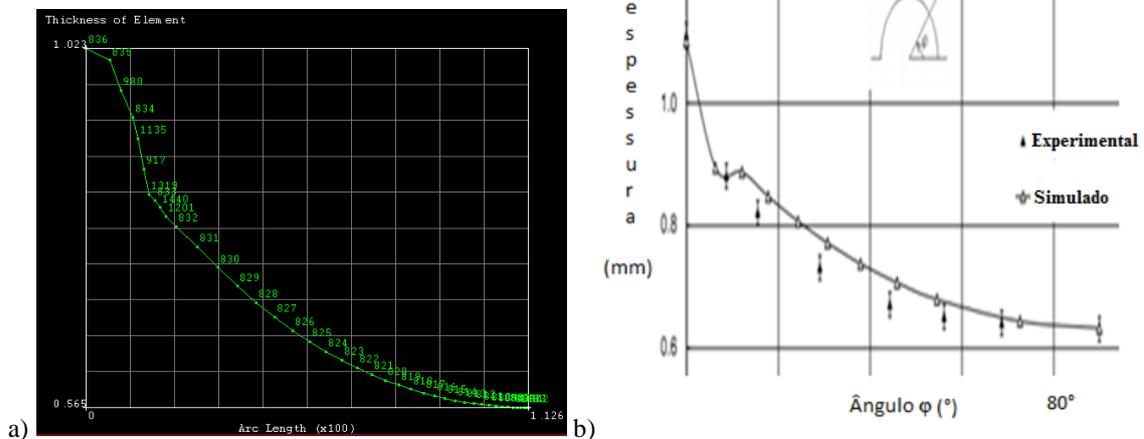


Figura 9. Comparação dos resultados de espessura[mm] em função do tempo para a) MARC com controle por taxa de deformação constante b) Abaqus com controle de pressão por tensão constante e dados experimentais

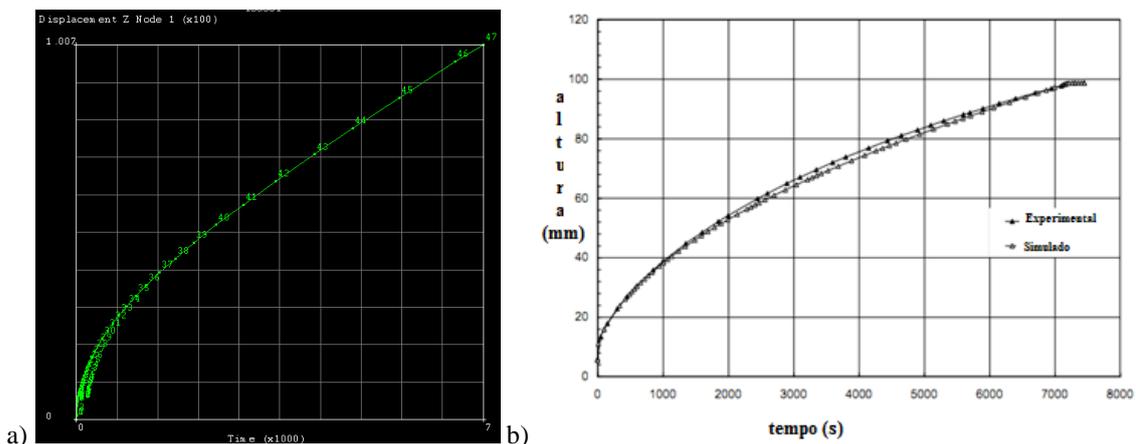


Figura 10. Comparação dos resultados de altura do centro da peça [mm] em função do tempo para a) MARC com 800 elementos com controle por taxa de deformação constante b) Abaqus com controle de pressão por tensão constante e dados experimentais

4.2.1. Análises do perfil temporal de tensão equivalente e da taxa de deformação

Foi interesse verificar nas simulações em que um algoritmo de controle de pressão que busca manter a taxa de deformação constante foi usado, como foi a variação desse taxa no tempo, e também como foi a variação da tensão equivalente de Von Mises. Para monitoramento desses valores foram escolhidos alguns nós próximos ao centro da peça, e o resultado é mostrado na figura 11. Resumindo os resultados obtidos em uma tabela, temos a tabela 5.

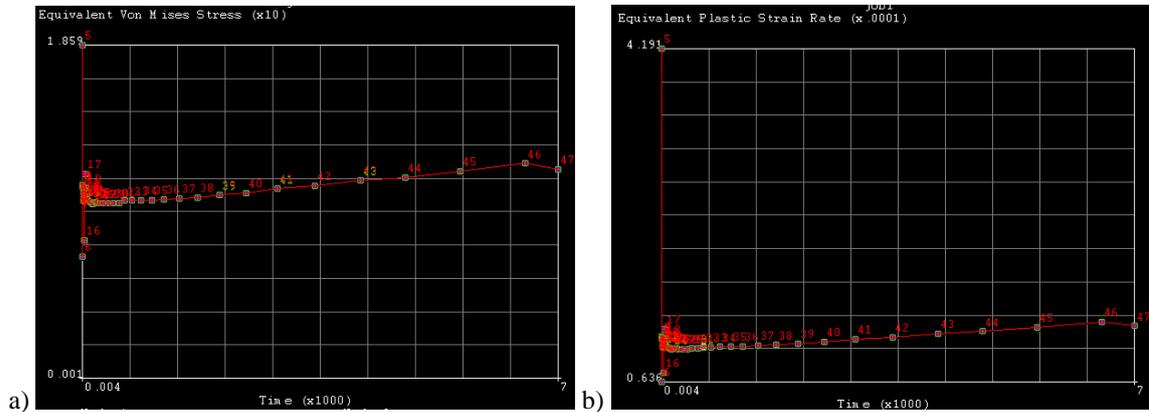


Figura 11. Resultados de a) tensão equivalente de Von Mises [MPa] em função do tempo e b) taxa de deformação [s⁻¹] em função do tempo

Tabela 5. Resumo dos resultados das simulações

	200	450	800	Literatura
e _{domo} (mm)	0,56	0,56	0,56	0,62
e _{matriz} (mm)	1,03	1,03	1,02	1,12
h(mm)	101,2	100,8	100,7	96,5
σ (MPa)	10,0	10,2	9,8	9,84
p _{max} (bar)	1,7	1,7	1,7	1,25

5. Conclusões e observações finais

Para o material 1, no estudo de análise inversa foi possível através desse estudo encontrar o parâmetro do critério de dano que minimizou o erro simulado. Considerando material constante, as simulações de 3 diferentes processos de corte com o mesmo D* foram validadas. Assim, foi possível propor que D* fosse apenas função do material. A hipótese de um fator de correção constante na calibração do parâmetro crítico do critério de dano por ensaios de tração uniaxial foi proposta. Então, observou-se que se as características de encruamento e alongamento máximo a fratura entre os materiais são semelhantes, mesmo que não sejam quimicamente iguais, a hipótese oferece uma previsão satisfatória da fratura. Assim, o uso do critério de dano corrigido calibrado para o material 1, foi validado para os materiais 2 e 3.

Ao invés, ao utilizar os materiais 4 e 5, os resultados pelo MEF subestimaram os experimentos. O erro na previsão do modelo de dano usado no MEF foi relacionado ao menor alongamento máximo e ao menor coeficiente de encruamento que eles apresentaram em relação ao material 1. Como dito anteriormente, os critérios de dano de abordagem local são eficientes somente em condições específicas. Uma solução para a caracterização desses materiais 4 e 5 pode ser um estudo de um critério mais apropriado para eles, pois como visto na literatura o LCn funciona melhor para materiais com grande conformabilidade.

No que diz respeito às simulações do ensaio de expansão flúidostática livre, analisando-se os resultados dos gráficos de pressão no tempo gerados pelas simulações MEF observa-se que o algoritmo de controle de pressão do Marc produziu um perfil de pressão com um desvio muito menor em relação ao algoritmo por tensão constante criado por Aoura do que em relação ao algoritmo padrão do Abaqus. Assim verifica-se que o algoritmo de controle de pressão no Marc aproxima muito mais satisfatoriamente os resultados experimentais do que o algoritmo padrão do Abaqus, ambos controlados em função do desvio da taxa de deformação. Além de que a pressão gerada pelo Marc foi uma curva muito mais suave, assim sendo de muito mais fácil implementação experimental e possivelmente gerará muito menos probabilidade de falhas na peça por não ter mudanças abruptas.

Notou-se que os gráficos de evolução temporal da tensão equivalente de Von Mises calculada em alguns nós se mantiveram praticamente constantes, isto é, apesar do controle de pressão ter sido realizado para manter taxa de deformação constante, a variação percentual da tensão durante o processo teve igual magnitude.

Finalmente comparando os dados experimentais e os resultados de simulação por ambos os métodos de controle, pôde-se avaliar pequeno desvio em relação aos dados experimentais das características geométricas finais da peça em ambos os métodos de controle, por exemplo, o parâmetro espessura final do centro da peça apresentou valor 10% menor na simulação do MARC em respeito aos dados experimentais da literatura.

6. Referências

- AOURA, Y. Contribution a la modélisation du comportement superplastique des alliages métalliques pour les procédés de mise em forme. 2004. 152p. Tese (Doutorado) - École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, Paris, França, 2004.
- AOURA, Y. Experimental Validation of Pressure Cycle for Superplastic Forming of Ti-6Al-4V alloys, International Journal of Research and Reviews in Mechatronics Design and Simulation, Vol. 1, No. 2, June 2011.
- BROKKEN, D, Numerical modelling of ductile fracture in blanking, Ph.D. Thesis, Eindhoven University of Technology, the Netherlands, 1971.
- COCKROFT M.G. ; LATHAM D.J. Ductility and the Workability of Metals. J. Inst. Met. 96 (1968) 33.
- GHOSH, A. K.; HAMILTON, C. H. , Influences of Material Parameters and Microstructure on Superplastic Forming. Metallurgical and Materials Transactions A. v. 13A, n. 5, p. 733- 743, 1982.
- GOUVEIA B.P.P.A., RODRIGUEZ J.M.C., MARTINS P.A.F, Ductile fracture in metalworking: experimental and theoretical research Journal of Materials Processing Technology 101 (2000), pp.52-63
- MARINHO. E.P., Análise da conformação superplástica através da instrumentação e controle do processo de fabricação de componentes aeronáuticos por expansão fluídostática biaxial. 2011.138p. Plano de trabalho para Doutorado na Universidade de São Paulo, São Paulo.
- MARC 2010 Volume A: Theory and User Information
- OH S., CHEN C., KOBAYASHI S., Ductile Failure in Axi-Symmetric Extrusion and Drawing, J. Eng. Ind., 101 (1979), 36-44.
- SANTOS L.R., GÓES L.A., Desenvolvimento do ferramental de conformação superplástica e proposta de controle. 2011. Trabalho de conclusão de curso da graduação, Universidade de São Paulo, São Paulo.
- SHERBY, O.D.; WADSWORTH, J. Recent advances and future directions. Progress in Materials Science, Oxford, v.33, p.169-221, 1989.

7. Direitos autorais

O autor é o único responsável pelo conteúdo do material impresso incluído no seu trabalho.

NUMERIC SIMULATION OF SUPERPLASTIC FORMING AND METAL BLANKING

Carlos Augusto Prado Gonçalves

Escola Politécnica da USP

goncalves2011carlos@gmail.com

Abstract. The FEM simulation of forming process can be a useful tool for projecting the forming/blanking tools and calibrate process parameters, thus optimizing the processes. The objective of this study was the validation of FEM simulation models of the superplastic forming of Ti-6Al-4V and the development of a calibrated simulation model of the blanking process. For the blanking, was still to develop a calibrated model of the metals blanking process, and further was to develop a proper approach of data acquisition and elaboration. At first, the damage model was calibrated by a computational optimization by inverse analysis of the process itself. Then, it was verified that the model was just function of the material for the range of application. Afterwards, considering the industrial environment, an approximate tensile test approach was chosen to calibrate the fracture model for other four materials, where a correction factor was considered. In conclusion, it was verified the model yields errors within the deviation of experimental results only for three of the five materials used, and an application criterion of the method was proposed, which was based on the material formability characteristics.

For the superplastic forming, the bulge test was simulated with a pressure control algorithm to keep constant strain rate in order to compare with the same process results obtained both by FEM simulations and experimental data but with pressure controlled to keep constant stress. Final workpieces presented no more than 10% difference at geometric characteristic values.

Keywords. Blanking, damage model, FEM, bulge test, superplasticity