

SIMULAÇÃO NUMÉRICA DO PROCESSO DE ESTAMPAGEM A QUENTE¹

*Fabício Brandão Pereira de Souza²
Dagoberto Brandão Santos³*

Resumo

A indústria automotiva tem crescentemente adotado peças estampadas a quentes nas novas plataformas com o objetivo de aumentar a segurança passiva dos veículos e reduzir a emissão de CO₂ na atmosfera. O emprego dos aços temperados ligados ao boro em componentes estruturais é uma maneira econômica de obter significativos progressos em termos de redução de peso e desempenho em segurança veicular. O Usibor® 1500P, desenvolvido pelo grupo ArcelorMittal, é um aço ligado ao boro revestido com uma liga metálica composta por alumínio e silício. O conhecimento do material e do processo de estampagem a quente necessita ser estendido e ferramentas de simulação devem ser desenvolvidas e aperfeiçoadas para suportar o crescimento desta tecnologia de fabricação. O processo de estampagem a quente é inteiramente modelado no código de elementos finitos LS-Dyna. Resultados numéricos e experimentais de peças estampadas a quente são apresentados e comparados com a finalidade de validar o modelo computacional.

Palavras-chave: Estampagem a quente; Usibor 1500P; Simulação numérica; Transformação de fases.

NUMERICAL SIMULATION OF HOT STAMPING

Abstract

Automobile manufacturers have been increasingly adopting hot-stamped parts for use in newly designed vehicles to improve passive automotive safety and reduce vehicle CO₂ emissions. The use of quenched boron steel components is an economic way to achieve significant improvements in terms of weight saving and crash performance. Usibor® 1500P, developed by ArcelorMittal, is a precoated boron steel, with an aluminium-silicon metallic coating. The material and process knowledge on the hot stamping of boron steels needs to be extended and accurate simulation tools must be developed to support the growth of this forming technology. Hot stamping simulation is performed through the finite elements code LS-DYNA. Numerical and experimental results of hot stamped parts are presented and compared aiming to validate the computational model.

Key words: Hot stamping; Usibor 1500P; Numerical simulation; Phase transformation.

¹ *Contribuição técnica ao 50º Seminário de Laminação – Processos e Produtos Laminados e Revestidos, 18 a 21 de novembro de 2013, Ouro Preto, MG, Brasil.*

² *Mestre. Engenheiro da ArcelorMittal Vega, SC, Brasil.*

³ *Prof. Associado IV, Dr., Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, UFMG, Membro da ABM, MG, Brasil.*

1 INTRODUÇÃO

O crescente esforço da indústria automobilística na busca de redução de peso e aumento da segurança passiva dos veículos tem aumentado rapidamente a utilização de componentes estruturais em aços de alta resistência. De maneira a satisfazer os objetivos de desempenho em segurança veicular (*crash-test*) e legislação ambiental relativa às emissões de CO₂ na atmosfera, a demanda de aços de alta resistência para estampagem a quente está em crescente evolução. O Usibor 1500P foi desenvolvido com o objetivo de responder às necessidades crescentes de redução de peso de peças estruturais e de reforços utilizados na indústria automobilística mediante o emprego da tecnologia de estampagem a quente. Este processo permite produzir componentes estruturais com geometrias complexas e isentos de retorno elástico após estampagem (*springback*), restrição comumente encontrada na estampagem a frio de aços de alta resistência, e com potencial de redução de peso superior aos principais aços a frio de alta resistência produzidos industrialmente.^(1,2)

O princípio de estampagem a quente está diretamente relacionado com as oportunidades oferecidas pela composição química dos aços ligados ao boro (*boron-alloyed steel*) devido à robustez da janela de processo para a operação de têmpera. O Usibor pertence ao grupo de aços martensíticos com elevada temperabilidade, ou seja, a transformação martensítica ocorre mesmo em baixas taxas de resfriamento. O material base, semelhante ao 22MnB5, apresenta uma microestrutura composta de ferrita-perlita com limite de resistência de aproximadamente 600 MPa. Depois de a peça ser estampada a quente, a microestrutura obtida é predominantemente martensítica e com um aumento de até 250% no limite de resistência.

O processo de estampagem a quente inicia com a austenitização do blank (ou com a peça pré-deformada no caso de uma operação indireta), usualmente em um forno de aquecimento contínuo durante 4 a 10 min em temperaturas entre 880-930°C. Este procedimento cria uma microestrutura austenítica homogênea. O blank é então rapidamente transferido para uma prensa, com sistemas de resfriamento integrados à ferramenta de estampagem, através de um sistema de transferência automático, conforme ilustrado na Figura 1.

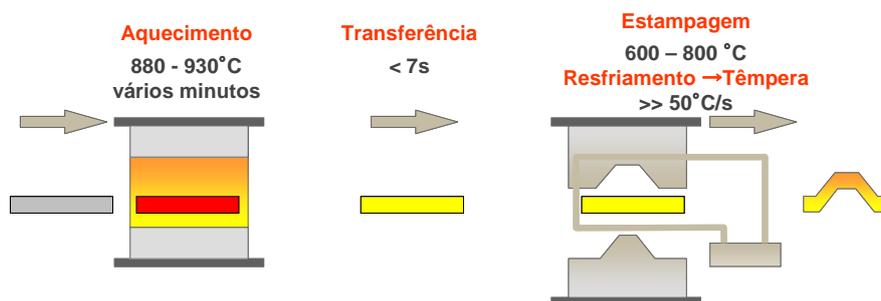


Figura 1. Representação esquemática das etapas envolvidas no processo de estampagem a quente.

Em elevadas temperaturas, entre 650 a 850°C, o material apresenta excelente conformabilidade e a peça pode ser estampada em geometrias complexas em somente uma operação. A têmpera ocorre preferencialmente após estampagem, com a ferramenta fechada, evitando assim a localização da deformação pelo endurecimento localizado devido à presença de martensita. Durante a operação de têmpera, a austenita se transforma em martensita, favorecida pelo rápido resfriamento imposto pelo contato chapa/ferramenta (entre 50°C/s e 100°C/s). Como

resultado da mudança microestrutural, é possível obter peças com limite de resistência superior a 1500 MPa. O revestimento Al-Si, que durante o tratamento térmico de austenitização se transforma em fases Fe-Al-Si, previne a oxidação e decarbonetação do metal.

2 SIMULAÇÃO DO PROCESSO DE ESTAMPAGEM A QUENTE

A simulação termomecânica aumenta consideravelmente a complexidade do modelo. Além dos parâmetros que são necessários para a simulação do processo convencional de estampagem, diversos outros parâmetros de processo, contato e materiais precisam ser adicionalmente considerados. Muitos dos parâmetros são dependentes da temperatura e, portanto, não são constantes ao longo da operação de estampagem, entre eles pode-se citar:⁽³⁾

- Parâmetros materiais: densidade; módulo de elasticidade, coeficiente de Poisson; relação tensão-deformação; sensibilidade à taxa de deformação (*strain rate sensitivity*);
- Parâmetros térmicos: condutividade térmica; calor específico; coeficiente de expansão térmica;
- Parâmetros mecânicos (condições de contato): coeficiente de atrito; coeficiente de troca térmica de contato.

Além das propriedades térmicas, dependendo da mistura de microconstituintes, as propriedades mecânicas podem variar com a temperatura e deformação. Conseqüentemente, um modelo realístico para a simulação simultânea de estampagem e resfriamento deve considerar as interações entre os processos mecânicos e térmicos e a evolução da microestrutura. A seguir, outros pontos relevantes à modelagem computacional são abordados:

O processo é caracterizado pelo aquecimento do blank a temperaturas entre 880°C e 930°C. Como o blank aquecido é posicionado na matriz “fria” para estampagem, a transferência de calor pelo contato entre superfícies é imediatamente estabelecida. Em regiões onde o blank não entra em contato com a ferramenta, as trocas térmicas são principalmente caracterizadas por radiação (primeira ordem) e convecção e nas regiões de contato são caracterizadas pela condução térmica. Duas situações devem ser distinguidas: a matriz e o blank estão em contato ou existe uma separação entre eles (situação de quase contato). Para o caso de contato entre as partes e para uma determinada característica das superfícies em contato (materiais, revestimentos, rugosidades), o coeficiente de transferência de calor é dependente da pressão de contato. Esta dependência é logarítmica, o coeficiente de transferência de calor satura em elevadas pressões de contato, conforme mostra a Figura 2. Na situação de quase contato, a transferência de calor é principalmente devido à condução de calor com o ar. A radiação é o mecanismo dominante somente em elevadas temperaturas (superiores a 700°C) e grandes distâncias (superiores a 1 mm).

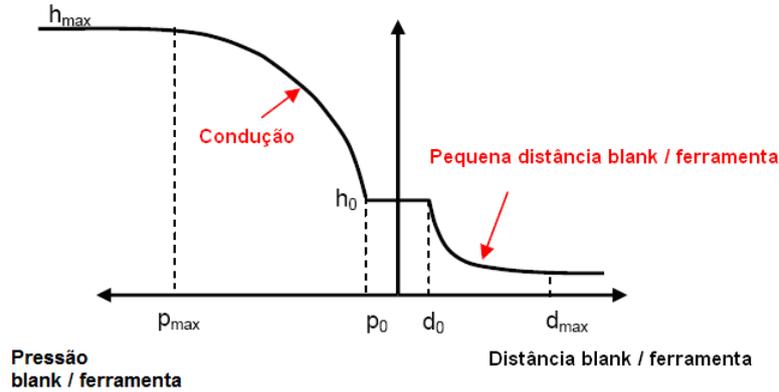


Figura 2. Evolução do coeficiente de transferência de calor como uma função da pressão e distância de contato.

A temperatura varia constantemente durante o processo de estampagem, influenciando significativamente e localmente as propriedades materiais. De uma maneira geral, com o aumento da temperatura o limite de escoamento diminui e a capacidade de deformação aumenta. Para considerar esta dependência com a temperatura, é necessária a determinação do comportamento mecânico para diferentes temperaturas e deformações, as quais serão integradas ao modelo constitutivo que caracteriza o comportamento termomecânico do material.⁽⁴⁾ Outro ponto importante e raramente abordado na simulação de estampagem a frio é a consideração da influência da taxa de deformação nas propriedades mecânicas. Tipicamente a taxa de deformação varia entre 0,1 a 10 s⁻¹ durante estampagem a quente, sendo fortemente dependente da velocidade de estampagem e da geometria da peça. Em geral, a influência da taxa de deformação é crescente com o aumento da temperatura, aumentando a capacidade de encruamento do material com o aumento da taxa de deformação.⁽⁵⁾

A qualidade dos resultados da simulação numérica é dependente da descrição do comportamento do material em elevadas temperaturas. Diversos modelos constitutivos são propostos na literatura com o objetivo de capturar o comportamento termo-viscoplástico dos metais. Bouaziz, Quidort e Feuillu⁽⁶⁾ propuseram um modelo físico para reproduzir o comportamento mecânico no domínio austenítico (modelo Ghost). A tensão de escoamento é dada pela relação multiplicativa (Equação 1).

$$\sigma = \left(\sigma_0 + M \alpha \mu b \sqrt{\rho} \right) \left(1 + \frac{kT}{b^3 \tau_{va}} \operatorname{arsenh} \left[\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \exp \left(\frac{Q}{RT} \right) \right] \right) \quad (1)$$

Onde M é o fator de Taylor, α é um parâmetro escalar que descreve a interação entre as deslocações móveis e as deslocações ancoradas, μ o módulo de cisalhamento dependente da temperatura, b é o vetor de Burgers, ρ é a densidade de deslocações, k é a constante de Boltzmann e R é a constante dos gases ideais. A resistência ao atrito σ_0 , a tensão de cisalhamento τ_{va} , a taxa de deformação de referência $\dot{\epsilon}_0$ e a energia de ativação Q são determinadas graças às relações de dependência com a composição química.

Os efeitos de endurecimento pela deformação são descritos pela lei de evolução (Equação 2), que descreve a evolução da densidade de deslocações ρ com a deformação plástica.

$$\frac{d\rho}{dt} = M\dot{\varepsilon} \left[\frac{1}{bd} - f\rho \right] \quad (2)$$

Sendo d o diâmetro médio do grão austenítico e f é um fator de recuperação dinâmica.

2.1 Formulação do Problema Térmico

O problema de condução de calor em um sólido isotrópico é regido pela equação diferencial (Equação 3):⁽⁷⁾

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot \mathbf{q} + \dot{Q} \quad (3)$$

Onde ρ é a densidade do material, c_p é o calor específico, \mathbf{q} é o fluxo de calor, T a temperatura e \dot{Q} a taxa de variação da energia interna por unidade de volume recebida pelo sistema. Cabe ressaltar que \dot{Q} inclui o calor gerado pela transformação de fases e pela deformação plástica.

A lei da condução térmica, também conhecida como lei de Fourier, estabelece que o fluxo de calor através de um material é proporcional ao gradiente negativo da temperatura (Equação 4).

$$\mathbf{q} = -k\nabla T \quad (4)$$

Onde k é a condutividade térmica do material.

Na fronteira do corpo as seguintes condições de contorno devem ser satisfeitas:

- condição de contorno do tipo temperatura imposta (Equação 5)

$$T = T_{imp} \quad (5)$$

- condição de contorno do tipo convecção e/ou radiação (Equação 6).

$$-\nabla(kT) \cdot \vec{n}_{ext} = h(T_s - T_{ext}) \quad (6)$$

Com $h = h_{cv} + h_r$ o coeficiente de troca térmica devido à convecção h_{cv} e radiação h_r , sendo (Equação 7):

$$h_r = \varepsilon_r \sigma_r (T_s + T_{ext})(T_s^2 + T_{ext}^2) \quad (7)$$

T_{ext} e T_s são respectivamente a temperatura exterior e a temperatura na superfície do corpo, \vec{n}_{ext} é o vetor normal à superfície, ε_r a emissividade e σ_r a constante de Stefan-Boltzmann.

- condição de contorno do tipo fluxo imposto à superfície (Equação 8).

$$\nabla(kT) \cdot \vec{n}_{ext} = \Phi_{imp} \quad (8)$$

- condição de contorno do tipo contatos entre superfícies: É a condição de contorno no contato entre a peça e a matriz. Admite-se que o fluxo de calor é proporcional à diferença de temperatura entre as superfícies em contato (Equação 9).

$$-k\nabla T \cdot \vec{n}_{ext} = h_c(T_s - T_m) \quad (9)$$

$$e \quad h_c = 1/RTC \quad (10)$$

Onde T_s é a temperatura da superfície da peça e T_m a temperatura da superfície da matriz, h_c é a condutância de contato e RTC é definido como a resistência térmica de contato entre as duas superfícies. A resistência térmica de contato é uma variável local, dependente de diversos fatores como a pressão de contato, as propriedades termomecânicas das superfícies em contato, da presença ou não de um agente lubrificante, entre outros.

Segundo Malinowski, Lenards e Davies⁽⁸⁾ e Bakri, Bourouga e Dessain,⁽⁹⁾ o coeficiente de troca térmica de contato não é constante, mas sim dependente da pressão de contato. Para descrever tal comportamento, um modelo que relacione o coeficiente de transferência térmica de contato em função da pressão de contato é necessário. A Figura 2 ilustra a relação de dependência entre o coeficiente de transferência térmica e a pressão de contato.

Adicionalmente, é necessário definir uma condição inicial de temperatura (Equação 11).

$$T(x, y, z, t = 0) = T_{inicial} \quad (11)$$

2.2 Formulação do Problema Mecânico

Seja um corpo ocupando uma posição $\Omega_t = \varphi(X, t)$ ao longo do seu movimento. As forças atuando neste podem ser classificadas em duas categorias:

- forças de superfície – forças aplicadas na fronteira de um corpo tal como aquelas resultantes do contato entre corpos; e
- forças de corpo – forças exercidas no interior do corpo. Forças gravitacionais e magnéticas são exemplos típicos de tais forças.

Definidas as forças atuantes no corpo, é possível formular as equações de conservação do momento linear e angular de uma partícula que representam, respectivamente, o balanço de forças e de momentos atuando sobre este. O balanço de forças ou conservação do momento linear descrito na configuração atual Ω_t é representado pelas equações do Movimento de Cauchy (Equação 12).

$$\nabla \cdot \sigma + f_b - \rho \ddot{u} = 0 \quad (12)$$

Onde $\nabla \cdot \sigma$ é o divergente do tensor tensão de Cauchy, ρ é a densidade atual, f_b é a força de corpo por unidade de volume na configuração atual e $\ddot{u} = \partial^2 u / \partial t^2$ é a aceleração da partícula.

A equação de conservação do momento linear (Equação 12) deve ser satisfeita em todo domínio Ω . Na fronteira do corpo as seguintes condições de contorno devem ser satisfeitas:

- condição de contorno do tipo deslocamento prescrito ou imposto (Equação 13).

$$u = u_{imp} \quad (13)$$

- condição de contorno do tipo tração prescrita na fronteira (Equação 14).

$$\sigma \cdot n = f_t \quad (14)$$

2.3 Aproximação por Elementos Finitos

Para obter as equações de Elementos Finitos para o problema aproximado, é necessário escrever a variável primal u_h em termos de valores nodais, mediante a definição de uma base de funções de interpolação $N = \{N_1, N_2, \dots, N_n\}$.

O problema discretizado pode ser formulado na forma do seguinte sistema algébrico (Equação 15).

$$[M]\ddot{u}_h + [K]u_h = [F] \quad (15)$$

Onde u_h é o vetor de deslocamentos nodais, \ddot{u}_h é o vetor de acelerações, $[K]$ é a matriz de rigidez, $[M]$ é a matriz de massa ou de inércia e $[F]$ o vetor de carregamento externo.

Como a formulação apresentada é descrita em termos de deslocamento, procura-se resolver o sistema de equações (Equação 15) para obter a aceleração \ddot{u} para em seguida obter o vetor de deslocamentos nodais u . O problema é resolvido segundo um esquema de integração explícito pelo método das diferenças finitas centradas.⁽¹⁰⁾

2.4 Estabilidade

A integração no tempo em um método explícito utiliza um passo de tempo muito pequeno. Na prática, o esquema de diferenças finitas centradas é condicionalmente estável: a condição de estabilidade está relacionada ao passo de tempo crítico que deve ser inferior a um valor limite definido pela condição de Courant-Friedrichs-Levy.⁽¹⁰⁾ A condição de estabilidade é definida pelo tempo mínimo para uma onda à velocidade do som atravessar o menor elemento da malha (Equação 16).

$$\Delta t_c \approx \frac{L_{\min}}{c_d} \quad (16)$$

Onde L_{\min} é o tamanho do menor elemento deformável na malha e c_d é a velocidade de propagação da onda, que é calculada a partir dos coeficientes de Lamé λ e μ ($\lambda = f(E, \nu)$; $\mu = f(E, \nu)$), do módulo de Young E e do coeficiente de Poisson ν , conforme Equação 17.

$$c_d = \sqrt{\frac{\lambda + 2\mu}{\rho}} \quad (17)$$

O módulo de elasticidade durante a estampagem a quente varia aproximadamente de 210 a 120 GPa na faixa de temperatura de 20°C a 900°C. Esta variação representa uma mudança de aproximadamente 32% no passo de tempo para o método de integração explícito.

2.5 Tempo de Simulação

O tempo de simulação utilizando o esquema de integração explícito com uma malha definida é diretamente proporcional ao tempo do processo e ao número de incrementos de tempo necessários. Considerando que o incremento de tempo não deve ser superior ao tempo necessário para que uma perturbação atravesse um elemento da malha, o tempo requerido para um processo quase-estático pode ser

muito grande. Duas estratégias podem ser utilizadas para reduzir o tempo de cálculo: aumentar artificialmente a velocidade do processo e/ou aumentar a densidade do material, aumentando assim o passo de tempo estável. Entretanto, para evitar erros importantes de cálculo, a relação entre a energia cinética e a energia interna (energia de deformação) não deve ser superior a 10%.⁽¹⁰⁾

3 VALIDAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO

3.1 Simulação Coluna B

A peça de referência para a validação dos resultados numéricos corresponde a parte inferior de uma coluna B (Figura 3a). Resultados experimentais foram obtidos após ensaios de estampagem a quente em uma prensa hidráulica situada no centro de pesquisa do grupo ArcelorMittal em Montataire, França (Figura 3a).

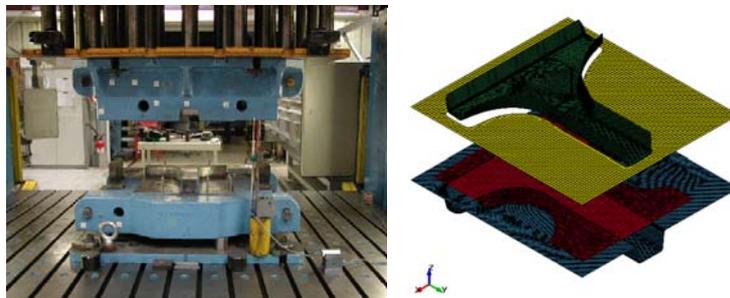


Figura 3. (a) Prensa hidráulica para estampagem da coluna B (ArcelorMittal Montataire); (b) Modelo de simulação do processo de estampagem a quente.

O problema físico foi inteiramente modelado no software de elementos finitos LS-DYNA (Figura 3b). O blank foi modelado com elementos de casca retangulares de primeira ordem e integração completa (elform = 16)⁽¹⁰⁾ e cinco pontos de integração na espessura. As ferramentas são consideradas superfícies não deformáveis. A formulação térmica do elemento utilizado considera que os quatro nós são tratados internamente como elementos volumétricos de doze nós (quatro nós no plano do elemento e três nós ao longo da espessura).⁽¹¹⁾ Os três nós na espessura do elemento permitem a utilização de funções de interpolações quadráticas e o cálculo do gradiente de temperatura (fluxo de calor) ao longo da espessura do material. Um modelo constitutivo elasto-viscoplástico com efeito térmico (MAT106)⁽¹⁰⁾ é utilizado.

A simulação da estampagem é realizada adotando os seguintes parâmetros de processo que reproduzem as condições de ensaio: Deslocamento do punção: 73,65 mm; velocidade do punção: 38 mm/s; velocidade de simulação: 5 mm/ms; espessura do blank: 1,5 mm; espessura equivalente da ferramenta: 60 mm; distância entre o blank e prensa chapas: 1,88 mm; coeficiente de atrito: 0,20, 0,30 e 0,4; coeficiente de troca térmica em função da distância ferramenta/blank e da pressão de contato; temperatura inicial do blank: 774°C; temperatura inicial da matriz: 20°C.

A temperatura inicial da matriz é determinada considerando condições de ensaio em laboratório, ou seja, sem o efeito de aquecimento devido à cadência de produção. Os artifícios numéricos de aumento velocidade de estampagem e aumento da massa foram utilizados com o objetivo de reduzir o tempo de cálculo.

A Figura 4 apresenta a variação de temperatura da peça ao final da operação de estampagem (aproximadamente 2 s). Elevada transferência de calor é observada no

contato com o raio do punção devido à maior pressão de contato, acarretando na redução localizada da temperatura.

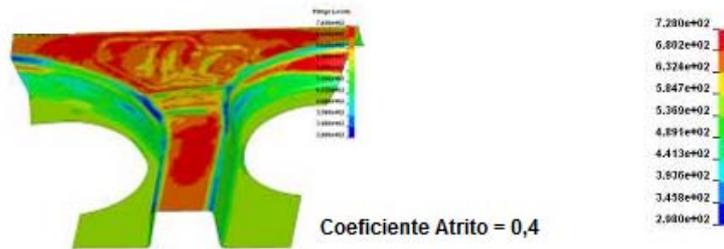


Figura 4. Visualização da temperatura da peça ao final da operação de estampagem (°C).

Uma análise comparativa entre as espessuras medidas na peça estampada e os resultados de simulação numérica é apresentada. As seções analisadas são apresentadas na Figura 5b, as quais representam as regiões de maiores variações de espessura na peça. Com o objetivo de avaliar a sensibilidade de deformação da peça com a variação do coeficiente de atrito no contato peça/ferramenta, três configurações com diferentes valores para o coeficiente de atrito (0,20; 0,30 e 0,40) são simuladas e os resultados apresentados a seguir. O valor do coeficiente de atrito obtido em testes tribológicos, reproduzindo a operação e os materiais comumente utilizados no blank e nas ferramentas de estampagem a quente, é de aproximadamente 0,4.⁽¹²⁾

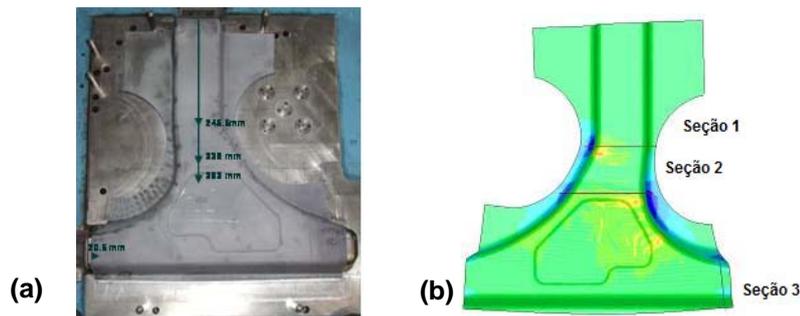


Figura 5. (a) Peça estampada a quente em Usibor 1500P; (b) mapeamento da variação da espessura da peça nas seções 01, 02 e 03.

As distribuições de espessuras são comparadas a resultados experimentais nas diferentes seções da peça. As Figuras 6 e 7.a mostram que os resultados de simulação estão bem ajustados aos resultados experimentais. A variação de espessura é pouco sensível à variação do coeficiente de atrito nas seções 01 e 02, o mesmo não pode ser dito para a seção 03. A localização da deformação e a conseqüente redução de espessura só podem ser corretamente obtidas com o coeficiente de atrito de 0,4, estando este coerente com os valores de atrito obtidos em ensaios tribológicos a quente.

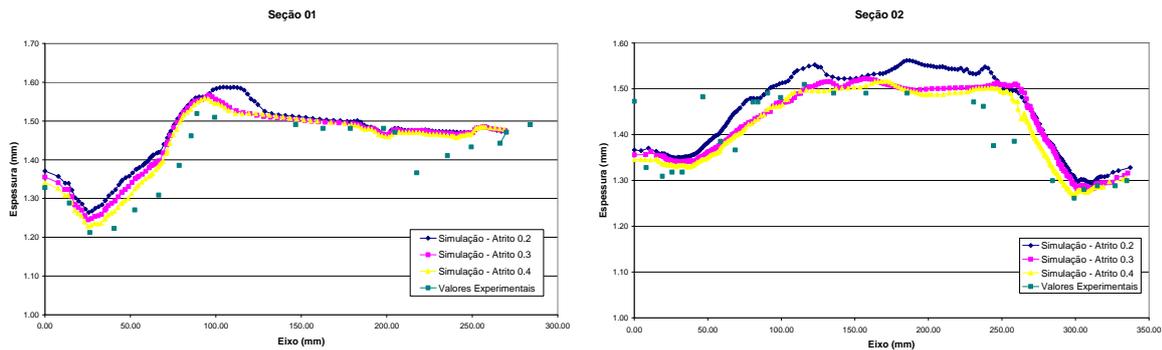


Figura 6. Variação da espessura da peça ao longo da seção 01 e seção 02.

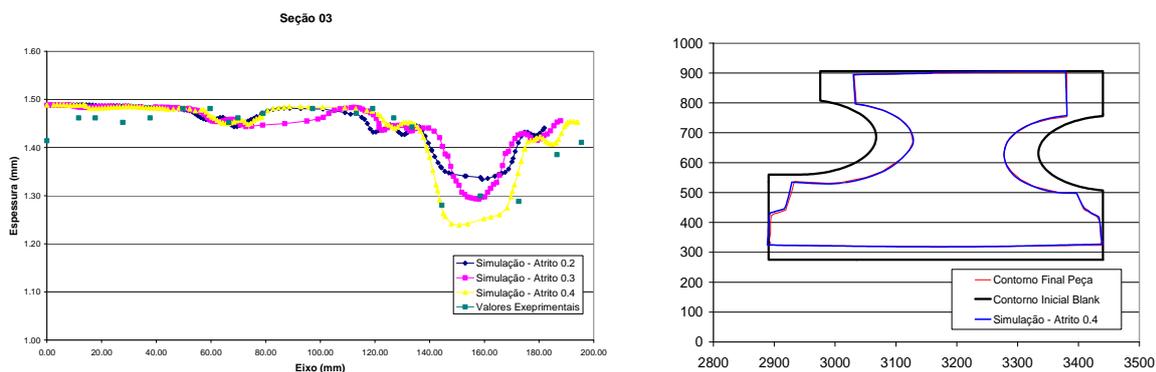


Figura 7. (a) Variação da espessura da peça ao longo da seção 03; (b) Contorno final da peça obtido experimentalmente e por simulação numérica.

A Figura 7b apresenta a comparação do contorno final da peça obtido experimentalmente e por simulação. Os resultados obtidos são similares, mostrando que a simulação é capaz de prever corretamente o movimento da chapa para o interior da matriz e as deformações sofridas pelo material.

3.2 Análise de Deformação por Análise de Imagem Através do Sistema ASAME

O sistema ASAME (*Automated Strain Analysis and Measurement Environment*) foi utilizado para a medição do campo de deformações das peças estampadas. Para tal, o blank precisa ser inicialmente tramado/marcado eletroquimicamente com uma grade de geometria padrão (quadrados de 2,0 mm de aresta). Após estampagem da peça a geometria padrão, inicialmente um quadrado perfeito, mudará de forma conforme o caminho de deformação sofrido pelo metal na região em análise.

A deformação verdadeira maior ϵ_1 e a deformação menor ϵ_2 são calculadas através da comparação entre as coordenadas da grade deformada, após estampagem, e da geometria de referência mediante a análise de imagens obtidas através de um sistema de câmeras de alta resolução. Como a deformação plástica dos metais ocorre a volume constante, a deformação na espessura ϵ_3 é facilmente calculada pelo sistema. O campo de deformação calculado é visualizado através do software de análise, conforme ilustrado na Figura 8.

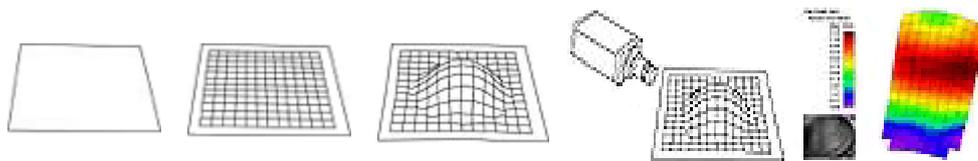


Figura 8. Etapas para a medição de deformação com o sistema ASAME.

São apresentados na Figura 9 os resultados da deformação maior ϵ_1 da peça através do sistema ASAME na região indicada e os resultados de simulação para a mesma região. Os resultados de simulação para um coeficiente de atrito de 0,4 estão em concordância com os resultados experimentais. Os valores de deformação são subestimados para o coeficiente de atrito de 0,2 e 0,3.

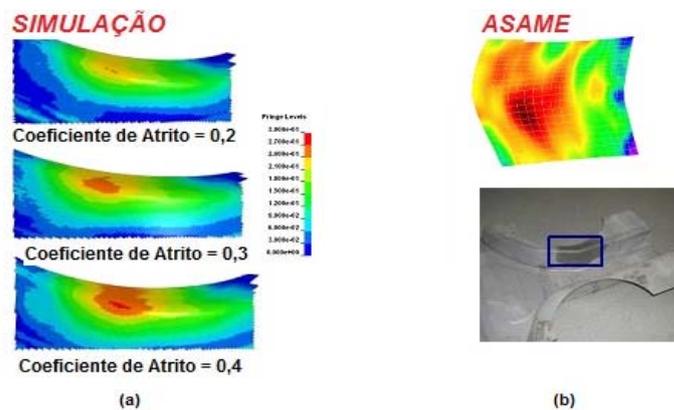


Figura 9. Campo de deformações obtido numericamente: (a) para os valores de coeficiente de atrito de 0,2; 0,3 e 0,4 e (b) experimentalmente obtido com o sistema ASAME.

4 CONCLUSÃO

Foi construído e validado um modelo computacional para auxílio na escolha e no emprego do aço Usibor 1500P na indústria automobilística. Esse modelo permite fornecer informações preditivas de maneira a validar a utilização do Usibor 1500P em aplicações industriais. O modelo de simulação do processo de estampagem a quente, considerando a interação entre os fenômenos térmico/mecânico/metalmórfico, foi implantado no código comercial de elementos finitos LS-DYNA. Os principais parâmetros necessários para a simulação do processo de estampagem a quente são apresentados. A validação numérica do modelo de elementos finitos do processo de estampagem a quente foi apresentada, através da comparação dos resultados de simulação com resultados experimentais. Uma peça protótipo típica da utilização do Usibor 1500P, uma coluna B de um veículo comercial, em escala industrial, foi estampada e resultados de deformação, variação de espessura e contorno da peça foram obtidos e comparados com resultados numéricos. Os resultados obtidos são similares, mostrando que a simulação é capaz de prever corretamente o comportamento do material durante a operação de estampagem a quente. Diferentes valores de coeficiente de atrito foram testados com a finalidade de identificar o valor que melhor representa os resultados de deformação e variação de espessura. Os resultados de simulação para um coeficiente de atrito de 0,4 estão em concordância com os resultados experimentais, o que está alinhado com os valores de coeficiente de atrito obtidos experimentalmente em ensaios tribológicos a quente.

REFERÊNCIAS

- 1 HEIN, P. A Global Approach of the Finite Element Simulation of Hot Stamping. *Advanced Materials Research*. v. 6-8, p. 763-770, 2005.
- 2 HEIN, P. Numerical simulation of the hot stamping of automotive components with USIBOR 1500 P. *EuroPAM 2005 Proceedings*, Potsdam, 17 p., Outubro 2005.
- 3 LORENZ, D; ROLL, K. Modelling and Analysis of Integrated Hot forming and Quenching Processes. *Advanced Materials Research*, Maio 2005, v. 6-8, pp. 787-794.
- 4 LAASRAOUI, A.; JONAS, J. J. Prediction of steel flow stresses at high temperatures and strain rates. *Metallurgical Transactions A*, v. 22A, p. 1545-1558, 1991.
- 5 WILSIUS, J.; HEIN, P.; KEFFERSTEIN, R. Status and trends of hot stamping of USIBOR 1500P. *Proceedings 1. Erlanger Workshop Warmblechumformung*, Erlangen, p. 182-201, 2006.
- 6 BOUAZIZ, O.; QUIDORT, D.; FEUILLU, D. An unified description of non-steady state deformation for steels in the austenitic temperature range. *41st Thermomech. Processing of Steels*, Liège, 2004.
- 7 GÜR, C. H.; PAN, J. *Handbook of Thermal Process Modeling of Steels*. Boca Raton: CRC Press, 739 p., 2009.
- 8 MALINOWSKI, Z.; LENARDS, J. G.; DAVIES M. E. A study of the heat transfer coefficient as a function of temperature and pressure. *Journal of material Processing Technology*. v. 42, p. 125-142, 1994.
- 9 BAKRI, A. H.; BOUROUGA, B; DESSAIN, C. Thermal contact resistance estimation at the blank/tool interface: experimental approach to simulate the blank cooling during the hot stamping process. *International Journal of Material Forming*, 3:147–163, 2010.
- 10 HALLQUIST, J. O. *LS-DYNA Theory Manual*. Livermore Software Technology Corporation, Livermore. 680 p., 2006.
- 11 BERGMAN, G; OLDENBURG, M. A finite element model for thermomechanical analysis of sheet metal forming. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 2004, p. 1167-1186.
- 12 DESSAIN, C.; HEIN, P., WILSIUS, J., PENAZZI, L., BOHER, C., WEIKERT, J. Experimental investigation of friction and wear in hot stamping of Usibor 1500P. In: *1st International Conference on Hot Sheet Metal Forming of High-Performance Steel*, Kassel, p. 217–227, 2008.