



CONEM 2016
CONGRESSO NACIONAL DE
ENGENHARIA MECÂNICA

21-25
AGOSTO DE 2016
FORTALEZA - CEARÁ

ANÁLISE TERMOMECÂNICA DE ROTAS DE LAMINAÇÃO A QUENTE DA LIGA DE MAGNÉSIO AZ31

Darlene Souza da Silva Almeida, darlene.s.s@hotmail.com¹

Neil de Medeiros, neil@metal.eeimvr.uff.br¹

Luciano Pessanha Moreira, luciano.moreira@metal.eeimvr.uff.br¹

José Adilson de Castro, joseadilsoncastro@id.uff.br¹

¹Universidade Federal Fluminense, Av. dos Trabalhadores, 420, Vila Santa Cecília – Volta Redonda – RJ,

Resumo: O processo de laminação assimétrica, diferente da laminação convencional, impõe deformações cisalhantes ao material e, aplicado às ligas de magnésio, tem mostrado resultados satisfatórios ao modificar sua microestrutura e textura provocando significativas melhorias em suas propriedades mecânicas, principalmente na sua conformabilidade que, em geral, é limitada em decorrência de sua estrutura cristalina hexagonal compacta com poucos sistemas de deslizamento ativos à temperatura ambiente. Este trabalho avaliou o comportamento termomecânico de chapas da liga de Mg AZ31 submetidas a rotas de laminação simétrica e assimétrica. Para isto, ambos os processos foram modelados via método de elementos finitos utilizando o programa comercial ABAQUS/Standard e os resultados térmicos e mecânicos obtidos para os dois modelos foram comparados. Os níveis de tensão residual equivalente e deformação equivalente foram maiores no caso da laminação assimétrica, além disso, um efeito de flexão da chapa foi observado durante este processo.

Palavras-chave: laminação assimétrica, magnésio, AZ31, método de elementos finitos, modelagem.

1. INTRODUÇÃO

As ligas de magnésio demonstram grande potencial de aplicação como material estrutural leve na indústria aeronáutica, automotiva, bem como em todo o setor de transportes, contribuindo com os esforços deste segmento na busca por redução de massa, aumento de eficiência energética e redução de emissões de poluentes. Tal potencial deve-se principalmente a sua baixa densidade (aproximadamente 1,7 g/cm³) e suas altas resistência e rigidez específicas. No entanto, estes materiais possuem uma grande limitação que é sua pobre conformabilidade a frio, consequência dos poucos sistemas de deslizamento ativos à temperatura ambiente, como característica de sua estrutura cristalina hexagonal compacta.

A conformabilidade das ligas de magnésio está diretamente ligada à sua microestrutura e textura, de modo que diversos processos primários de deformação plástica severa (DPS) têm sido aplicados a estes materiais com o objetivo de alterar ambas as características e, como consequência, melhorar suas propriedades mecânicas, inclusive a ductilidade, favorecendo sua conformação em processamentos secundários. De modo geral estes processos atuam refinando grão e modificando a textura basal (textura típica de chapas de ligas de magnésio laminadas convencionalmente) ao impor tensões cisalhantes ao material.

A literatura aponta sucessos na aplicação destes processos primários às ligas de magnésio, como é o caso da Prensagem em Canais Equiangulares (ECAP - *Equal Channel Angular Pressing*), estudada por Figueiredo e Langdon (2008), Ding *et al.* (2010), Jialin *et al.* (2013) e Dumitru *et al.* (2014) e da Torção sob Alta Pressão (HPT - *High Pressure Torsion*) aplicada à liga AZ61 por Harai *et al.* (2008), à liga AZ31 por Figueiredo e Langdon (2011) e, recentemente, aplicada a diferentes ligas de magnésio por Malheiros *et al.* (2015). Contudo, pensando em práticas industriais, estes processos comuns de DPS possuem capacidade de processamento muito baixa e limitadas geometrias e dimensões de material a ser processado.

Os resultados obtidos nos estudos já citados de ECAP e HPT, bem como em outros processos primários de DPS sugerem que as mudanças microestruturais e de textura que ocorrem levando à melhoria de propriedades mecânicas das ligas de Mg são diretamente decorrentes da deformação cisalhante experimentada pelo material durante estes processos.

Neste contexto, uma variação do processo convencional e industrial de laminação tem sido estudada e aplicada às ligas de magnésio: a laminação assimétrica, onde significativa tensão cisalhante é imposta ao material por meio de diferentes velocidades tangenciais nas superfícies superior e inferior da chapa laminada. Diversos estudos da laminação assimétrica aplicada a ligas de magnésio podem ser encontrados na literatura (Kim *et al.*, 2007; Huang *et al.*, 2009; Kim *et al.*, 2011; Hamad *et al.*, 2014), entre eles estudos numéricos e experimentais em escala piloto. Contudo, o conhecimento das influências dos parâmetros do processo (tais como relação de velocidade dos cilindros e coeficiente de atrito) sobre a deformação plástica induzida no material é ainda muito escasso e de extrema importância para propor rotas de laminação assimétrica otimizadas para fabricação de ligas de magnésio de alto desempenho.

A microestrutura, textura e propriedades finais do material são altamente dependentes da interação entre o histórico térmico e as deformações desenvolvidas durante a laminação. Neste sentido, o modelamento computacional constitui uma ferramenta muito útil na previsão deste comportamento termomecânico do material, sobretudo pela existência de diversas combinações de parâmetros de processo possíveis na laminação assimétrica, de modo que uma investigação puramente experimental demandaria muito mais tempo e custo em relação a análises numéricas.

O presente trabalho traz um estudo do comportamento termomecânico da liga de magnésio AZ31 (Mg-3%Al-1%Zn) submetida a rotas de laminação simétrica e assimétrica a quente com o objetivo de entender melhor as diferenças nas condições impostas por estes dois processos e as diferentes respostas do material.

Dois modelos (um para laminação simétrica e outro para laminação assimétrica) foram desenvolvidos via método de elementos finitos usando o pacote comercial ABAQUS. Os modelos foram empregados para prever a distribuição de temperatura, tensões e deformações ao longo da chapa e os resultados obtidos para os dois modelos foram comparados.

2. METODOLOGIA

Para prever o histórico térmico e evolução das tensões e deformações nas chapas de AZ31 durante laminação simétrica e assimétrica em único passe foram desenvolvidos dois modelos de elementos finitos utilizando o software comercial ABAQUS. A técnica implícita de integração no tempo foi empregada com solução das equações de equilíbrio e deslocamentos pelo método de Newton-Raphson em conjunto com o método iterativo de busca em linha (ABAQUS Analysis User's Manual, 2004).

Para os dois modelos, a evolução térmica tanto na chapa quanto nos cilindros é governada pela equação de condução de calor 2-D descrita pela Eq. (1).

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k(T) \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k(T) \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \eta \bar{\sigma} \frac{\partial \bar{\epsilon}^P}{\partial t} - \rho C_P(T) \frac{\partial T}{\partial t} = 0 \quad (1)$$

Onde ρ é a massa específica em kg/m³; $C_P(T)$ é o calor específico em função da temperatura em kJ/kg.K; $\bar{\epsilon}^P$ é a deformação plástica efetiva; $\bar{\sigma}$ é a tensão efetiva em Pa; η é um fator de rendimento de conversão de trabalho plástico em calor; $k(T)$ é a condutividade térmica dependente da temperatura em W/m.K e x e y são, respectivamente, as coordenadas cartesianas ao longo da direção horizontal e vertical nas geometrias dos modelos, que estão apresentadas nos itens 2.1 e 2.2.

Condições Térmicas Iniciais e de Contorno

Nas interfaces cilindro-chapa uma transferência de calor interfacial adicional foi assumida, com fluxo de calor descrito pelas Eq. (2) e (3).

$$k_{cilindro} \frac{\partial T}{\partial \bar{n}} = h_{int} (T_{cilindro} - T_{chapa}) \quad (2)$$

$$k_{chapa} \frac{\partial T}{\partial \bar{n}} = h_{int} (T_{chapa} - T_{cilindro}) \quad (3)$$

Onde $\bar{n}$ é a direção normal à interface; $k_{cilindro}$ e k_{chapa} são, respectivamente, as condutividades térmicas do cilindro e da chapa e h_{int} é o coeficiente de transferência de calor na interface cilindro-chapa, assumido como 15000 W/m².K (Ji e Park, 2008).

Para as superfícies livres da chapa e dos cilindros foram também considerados fluxos de calor por convecção e radiação, descritos, respectivamente, pelas Eq. (4) e (5).

$$k_{cilindro/chapa} \frac{\partial T}{\partial \bar{n}} = h_{ambiente} (T_{cilindro/chapa} - T_{ambiente}) \quad (4)$$

$$k_{cilindro/chapa} \frac{\partial T}{\partial \bar{n}} = \varepsilon \sigma (T_{cilindro/chapa} - T_{ambiente}) \quad (5)$$

Onde $\bar{n}$ é a direção normal à superfície livre, $h_{ambiente}$ é o coeficiente de convecção térmica para a atmosfera, igual a 20 W/m².K (conforme Ji e Park (2008)); ε é a emissividade, igual a 0,7 (conforme Ji e Park (2008)); σ é a constante de Stefan-Boltzman, igual a 5,67 x 10⁻⁸ e $T_{ambiente}$ é a temperatura ambiente, mantida em 298K durante toda simulação.

As temperaturas iniciais do cilindro e chapa são, respectivamente, 298K e 573K.

Condições Mecânicas de Contorno

Uma condição de contorno foi assumida no contato entre as superfícies da chapa e os cilindros. O atrito nesta área foi descrito pela lei de Coulomb (Eq. (6)).

$$\tau = \mu P \quad (6)$$

Onde τ é a tensão cisalhante; μ é o coeficiente de atrito, assumido como 0,2 e P é a força normal à área de contato. O tipo de contato adotado entre cilindro e chapa foi superfície-superfície.

Propriedades dos Materiais

Em ambos os modelos, tanto a chapa de liga de Mg AZ31 quanto os cilindros de aço ferramenta foram assumidos como estruturas 2-D deformáveis, cujas propriedades termofísicas e mecânicas implementadas se encontram descritas na Tab. 1. Para descrever o comportamento plástico da liga de Mg AZ31 foram utilizados dados experimentais de tensão e deformação verdadeiras obtidos por Liu *et al.* (2008) a diferentes temperaturas e taxa de deformação de 1 s⁻¹.

Tabela 1. Propriedades dos cilindros e chapa (Barbosa, 2014¹; Lee et al., 2013²; Zhan et al., 2011³).

	Cilindros de Trabalho (Aço Ferramenta)	Chapa (Liga de Mg AZ31)
Densidade (kg/m ³)	7830	1780
Calor Específico (J/kg.K)	500	825,566 + 0,446T
Condutividade Térmica (W/m.K)	24,57	63,112 + 0,061T
Módulo de Young (GPa)	260,137 – 0,157T	42,334 – 0,024T
Coeficiente de Poisson	0,29	0,33

A seguir, a Tab. 2 apresenta os parâmetros adotados na simulação da laminação simétrica e assimétrica, em único passe, da chapa de liga de magnésio AZ31.

Tabela 2. Dados de processo adotados na simulação da laminação da liga de Mg AZ31.

	Laminação Simétrica	Laminação Assimétrica
Espessura de Entrada da Chapa (mm)	4,0*	4,0
Espessura de Saída da Chapa (mm)	3,6*	3,6
Comprimento da Chapa (mm)	75	75
Raio do Cilindro Superior (mm)	27,4	22,8
Raio do Cilindro Inferior (mm)	27,4*	27,4
Velocidade Angular do Cilindro Superior (rad/s)	2,93	2,93
Velocidade Angular do Cilindro Inferior (rad/s)	-2,93*	-2,93
Velocidade Periférica do Cilindro Superior (rad/s)	80,3	66,8
Velocidade Periférica do Cilindro Inferior (rad/s)	80,3*	80,3

As simulações do passe de laminação da chapa de AZ31 nas condições simétrica e assimétrica foram divididas em três passos, resumidos na Tab. 3.

Um nó de referência é assumido no centro de cada cilindro, para o qual é atribuído, já no primeiro passo de simulação, deslocamentos nulos em x e y ($u_x = u_y = 0$) e rotação em torno do eixo z com velocidade angular de 2,93 rad/s.

¹ Propriedades dos cilindros

² Condutividade térmica e calor específico da liga AZ31

³ Densidade, módulo de Young e coeficiente de Poisson da liga AZ31

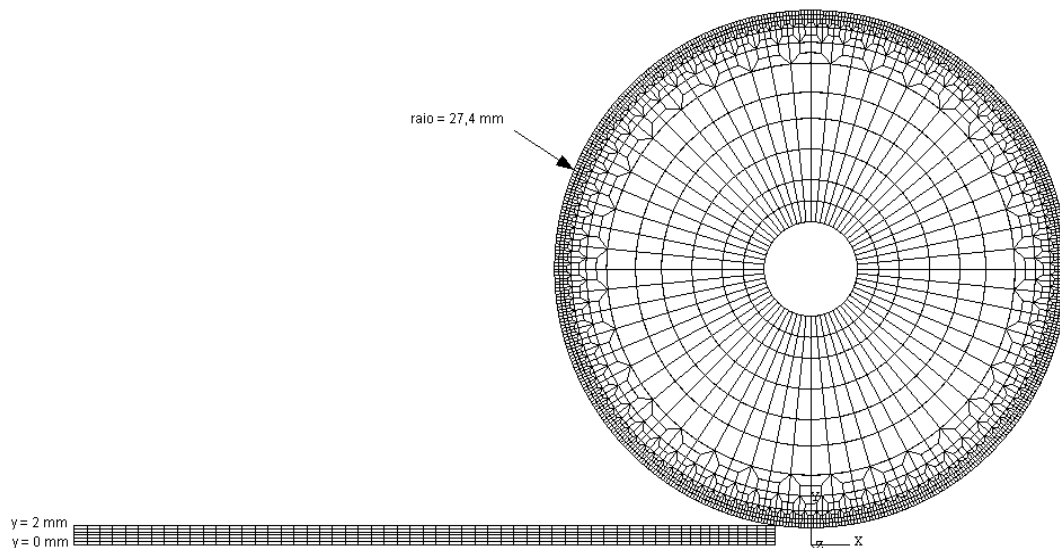
* Assumida simetria ao modelo

Tabela 3. Passos adotados na simulação da laminação da liga de Mg AZ31.

Passo	Procedimento	Descrição	Duração (s)
1	Estático (Mecânico)	Condição de Mordida: velocidade de 40 mm/s imposta aos nós da chapa na direção x; imposta condição de velocidade angular em torno do eixo z (2,93 rad/s) e deslocamentos nulos nas direções x e y ao ponto de referência dos cilindros; condições mecânicas de contorno.	0,04 (simétrica) 0,05 (assimétrica)
2	Estático (Mecânico)	Laminação em condição estática: velocidade dos nós da chapa cessada; manutenção das condições de velocidade angular e deslocamentos nulos dos pontos de referência dos cilindros; manutenção das condições mecânicas de contorno.	0,06
3	Termomecânico	Laminação em condição de acoplamento termomecânico: manutenção das condições de velocidade angular e deslocamentos nulos dos pontos de referência dos cilindros; manutenção das condições mecânicas de contorno e imposição das condições térmicas de contorno.	1,5

2.1. Geometria do Modelo de Laminação Simétrica

A Figura 1 apresenta a geometria do modelo de laminação simétrica assumida simetria ao longo da linha de centro da chapa (superfície $y = 0$) em relação ao plano x-z. Na Fig. 1 é possível também observar as malhas de elementos finitos aplicadas ao cilindro de laminação e à chapa de liga de Mg AZ31.

**Figura 1. Geometria do modelo de laminação simétrica.**

Adicionalmente às condições de contorno comuns aos dois modelos (simétrico e assimétrico) já descritas anteriormente, neste modelo foi adotada para a chapa uma condição térmica de fluxo de calor nulo na superfície de simetria ($y = 0$), descrita pela Eq. (7) e implementada no passo de simulação 3, juntamente com as demais condições térmicas de contorno.

$$k_{chapa} \frac{\partial T}{\partial \hat{n}} = 0 \quad (7)$$

Onde k_{chapa} é a condutividade térmica da liga de Mg AZ31, dada na Tab. 1 e $\hat{n}$ é a direção normal à superfície de simetria da chapa.

Exclusivamente no modelo simétrico também foi adotada condição de contorno de deslocamento nulo na direção y para os nós da superfície de simetria da chapa (em $y = 0$).

2.2. Geometria do Modelo de Laminação Assimétrica

A Figura 2 apresenta a geometria do modelo desenvolvido para simulação da laminação assimétrica composto por cinco partes: chapa, cilindro superior, cilindro inferior, guia superior e guia inferior; sendo estas duas últimas destacadas

em vermelho na Fig. 2 e necessárias para impedir deslocamento da chapa na direção y antes de entrar na zona de deformação. As guias foram modeladas como estruturas 2-D rígidas-analíticas.

Na Figura 2 também observam-se as malhas de elementos finitos aplicadas aos cilindros e chapa para fins de realização dos cálculos computacionais.

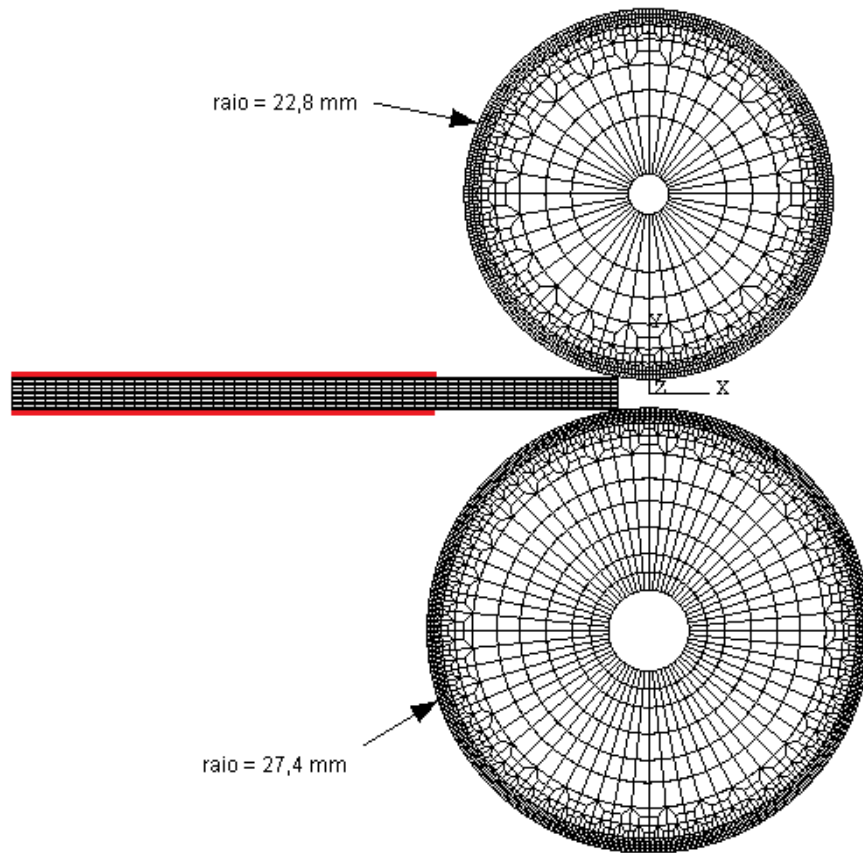


Figura 2. Geometria do modelo de laminação assimétrica.

Foram admitidos contatos entre as superfícies inferior e superior das chapas e as guias, modelados como condições de contorno mecânico descritas pela Eq. 6 assim como no contato cilindro-chapa, porém o coeficiente de atrito foi admitido como nulo ($\mu = 0$) para que nenhuma tensão cisalhante de atrito fosse produzida.

3. RESULTADOS

Na Figura 3 pode-se observar a formação da zona de deformação entre os cilindros.

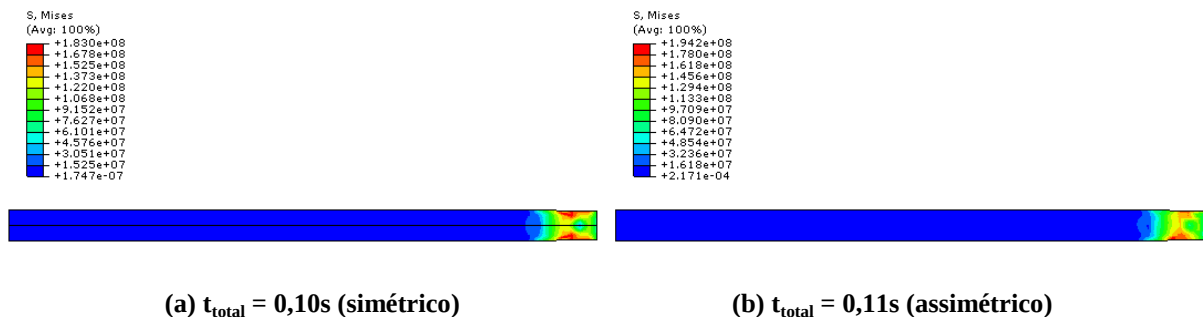


Figura 3. Distribuição da tensão equivalente de von Mises ao final do segundo passo de simulação.

É claramente visível que, diferentemente do que acontece para o modelo simétrico (Fig. 3 (a)), no modelo assimétrico (Fig. 3 (b)) as regiões de carregamento nas superfícies superior e inferior são diferentes. Na superfície inferior a região de carregamento é maior devido ao maior arco de contato nesta superfície em decorrência do maior diâmetro do cilindro.

A Figura 4 mostra as distribuições de tensão durante o terceiro passo de simulação para os casos simétrico e assimétrico em um mesmo instante de tempo total de simulação ($t_{\text{total}} = 0,93\text{s}$). Aqui é possível perceber as zonas de carregamento e descarregamento plásticos, conforme as legendas na figura.

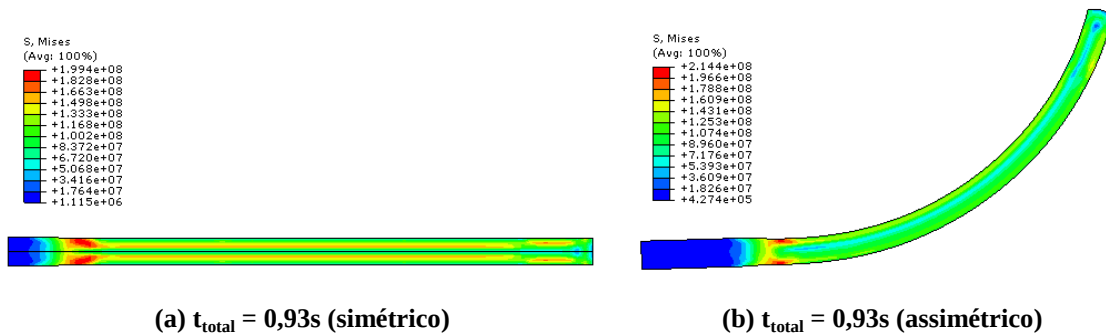


Figura 4. Distribuição da tensão equivalente de von Mises durante terceiro passo de simulação.

Devido à assimetria geométrica provocada pelos diferentes diâmetros dos cilindros superior e inferior na laminação assimétrica, um efeito de flexão da chapa (Fig. 4 (b)) é observado. Alguns trabalhos encontrados na literatura apresentam também este efeito e alguns autores (Lu *et al.*, 2000; Wronski *et al.*, 2014; Aboutorabi *et al.*, 2015) já têm investigado soluções para minimizá-lo; seja por uma combinação adequada de parâmetros que influenciem no fator de forma do processo (como grau de redução, relação entre raios e espessura inicial da chapa) ou mesmo por mudanças geométricas no laminador.

Nota-se que, à medida que a simulação assimétrica prossegue, a região de carregamento na superfície superior aumenta, minimizando as diferenças observadas na Fig. 3 (b) entre as superfícies superior e inferior da chapa. No instante de simulação 0,93s, apresentado na Fig. 4 (b), as regiões de carregamento são praticamente iguais para as duas superfícies. De fato, verifica-se na Fig. 5 que após alguns segundos, em 1,08s de tempo total de simulação, o efeito assimétrico se inverte. Neste instante, a região de carregamento na superfície superior da chapa, que está em contato com o cilindro de maior diâmetro, passa a ser maior em relação àquela observada na superfície inferior. Este efeito pode ser explicado pela flexão da chapa que acaba por aumentar o arco de contato entre a superfície superior da chapa e o cilindro superior e reduzir o arco de contato entre a superfície inferior da chapa e o cilindro inferior.

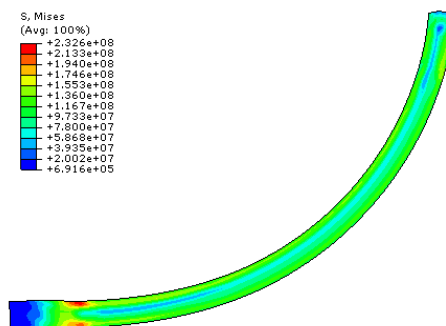


Figura 5. Distribuição da tensão equivalente de von Mises para laminação assimétrica no instante $t_{\text{total}} = 1,08\text{s}$.

3.1. Distribuição da Pressão de Contato e Carga de Laminação

A Figura 6 apresenta a previsão da distribuição da pressão de contato nas superfícies inferior e superior ao longo do comprimento normalizado da chapa em diferentes instantes de tempo para a laminação assimétrica. Aqui é possível observar que durante todo o processo não há diferenças muito significativas entre o comprimento do arco de contato na superfície superior e inferior e, ainda, as coordenadas em x dos pontos neutros (pontos de máxima pressão) da superfície superior e inferior não são significativamente diferentes. Em alguns momentos os pontos neutros apresentam uma defasagem bem pequena entre eles, mas sem apresentar uma tendência; ora o ponto neutro superior está à direita, ora está localizado à esquerda do ponto neutro inferior, mais próximo à entrada.

A literatura (Park e Ji (2009)), de forma geral, aponta uma tendência de que na laminação assimétrica, os pontos neutros nas superfícies inferior e superior não são alinhados. A superfície com maior velocidade, seja ela provocada pelo maior diâmetro ou maior velocidade angular, tem seu ponto neutro localizado mais próximo à região de saída, enquanto na superfície com menor velocidade o ponto neutro se localiza mais próximo à região de entrada. Contudo, isto somente é observado nos instantes de tempo 0,47s e 1,08s, onde a superfície inferior, em contato com o cilindro de maior diâmetro, tem seu ponto neutro localizado ligeiramente à direita do ponto neutro superior. Este é um fator que precisa ser investigado em maiores detalhes e pode se dever à combinação de parâmetros impostos para a simulação aqui apresentada ou à característica do método de cálculo utilizado, ou mesmo à flexão acentuada da chapa.

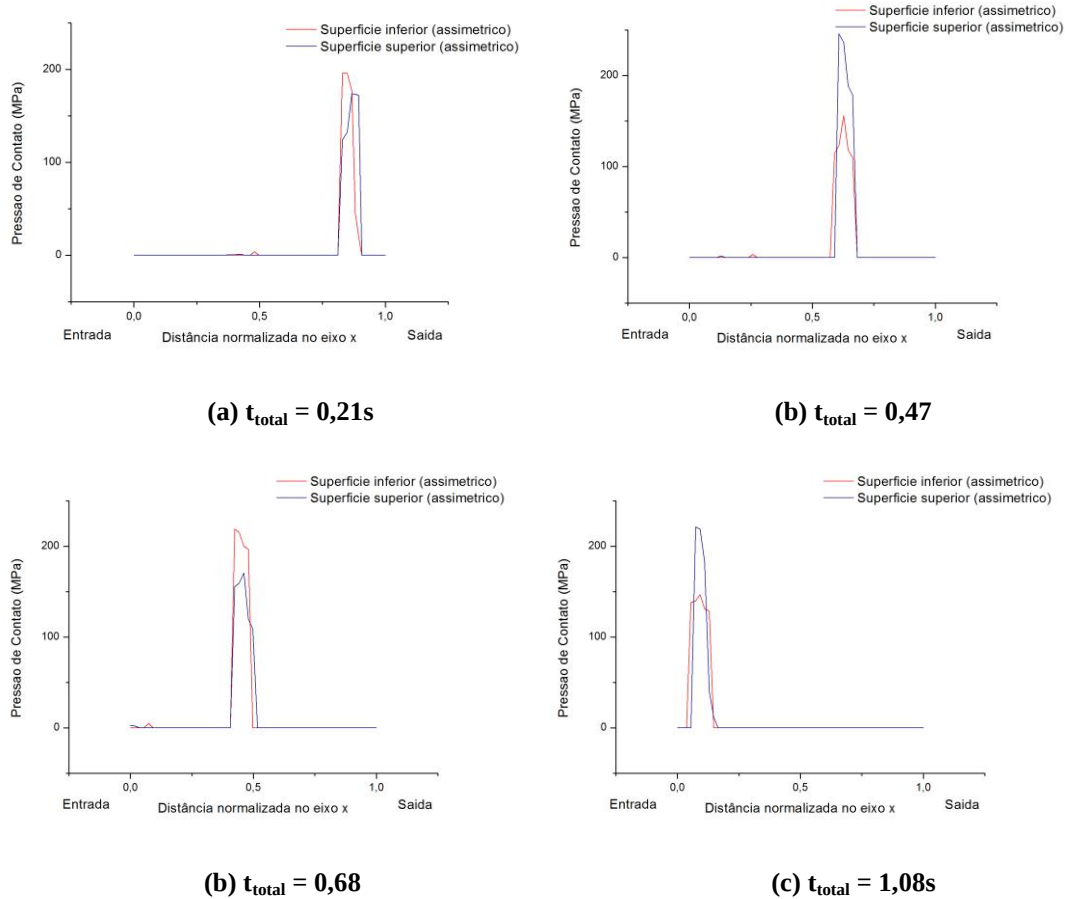


Figura 6. Distribuição da pressão de contato ao longo do comprimento da chapa normalizado para a laminação assimétrica.

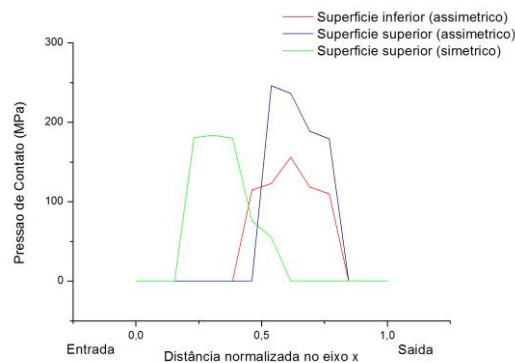


Figura 7. Distribuição da pressão de contato ao longo do comprimento da chapa normalizado para $t_{total} = 0,47s$.

A Figura 7 apresenta as previsões de distribuições de pressão de contato ao longo do comprimento normalizado das chapas para as superfícies superior e inferior em ambos os modelos. Estes resultados foram obtidos para um tempo total de simulação de 0,47s. Aqui vale destacar que em todos os resultados apresentados neste trabalho, o comportamento previsto para a superfície superior da chapa no processo simétrico é também atribuído à superfície inferior devido à simetria do modelo.

A partir da integração das curvas de pressão de contato apresentadas na Fig. 7 foram obtidas as cargas de laminação por unidade de largura da chapa para os dois processos, conforme apresentado na Tab. 4.

Nota-se que a carga de laminação assimétrica na superfície superior foi cerca de 25% maior que a carga de laminação simétrica. Isto pode ser explicado pela significativa flexão da chapa, que pode ter ocasionado carga excessiva nos rolos durante a laminação assimétrica.

Tabela 4. Carga de laminação por unidade de largura das chapas.

	Carga de Laminação Superior (kN/mm)	Carga de Laminação Inferior (kN/mm)
Laminação Simétrica	0,93	0,93
Laminação Assimétrica	1,17	0,86

3.2. Distribuição de Tensões

A Figura 8 apresenta as previsões de tensão equivalente de von Mises para a laminação simétrica e assimétrica, onde vale destacar que o plano central da chapa referenciado nos resultados para laminação simétrica trata-se do plano de simetria.

É possível observar ao longo do comprimento do arco de contato que a condição de escoamento plástico é atendida tanto nas superfícies externas quanto no plano central para ambos os modelos, em seguida observa-se uma queda no valor da tensão de von Mises devido ao descarregamento elástico até um nível de tensão residual. Comparando as Fig. 8 (a) e 8 (b), nota-se que o nível residual de tensão equivalente é mais significativo na laminação assimétrica.

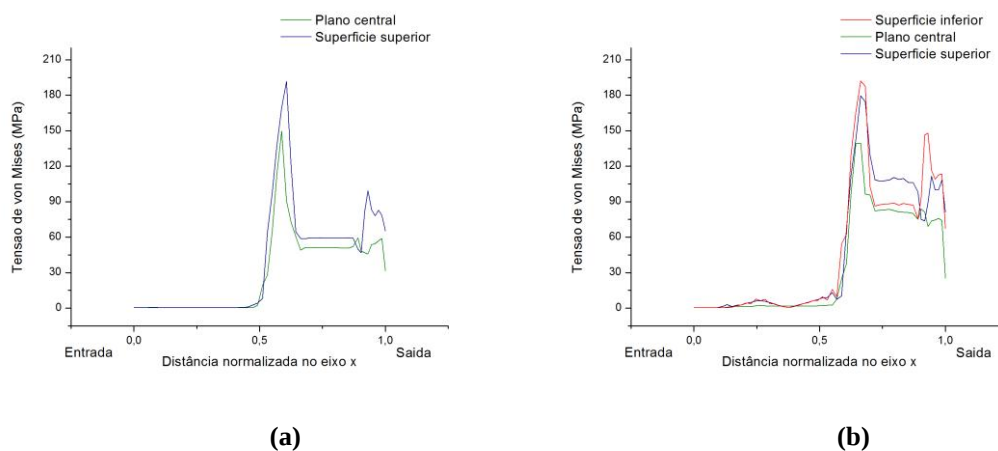


Figura 8. Distribuição da tensão equivalente de von Mises ao longo do comprimento da chapa normalizado para $t_{total} = 0,47s$ (a) laminação simétrica e (b) laminação assimétrica.

3.3. Distribuição de Deformações

A Figura 9 apresenta a previsão de distribuição de deformação equivalente ao longo do comprimento da chapa normalizado. Nota-se que a quantidade de deformação plástica na superfície superior é significativamente maior para o caso assimétrico. Os gráficos apresentados na Fig. 9 (b) sugerem ainda que no processo assimétrico houve uma grande heterogeneidade na deformação ao longo da espessura da chapa em sua metade inferior, enquanto para a metade superior houve uma deformação bastante homogênea ao longo da espessura. No caso simétrico (Fig. 9 (a)) os valores de deformação equivalente sugerem que houve uma heterogeneidade de deformação ao longo de toda espessura, mas uma heterogeneidade não tão significativa quanto àquela observada na metade superior da chapa no caso assimétrico.

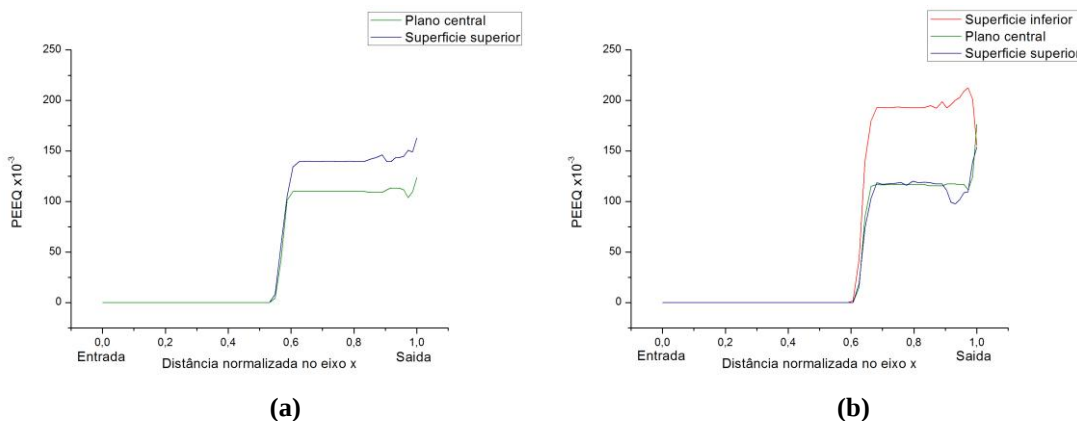


Figura 9. Distribuição da deformação equivalente ao longo do comprimento da chapa para $t_{total} = 0,47s$ (a) laminação simétrica e (b) laminação assimétrica.

3.4. Distribuição de Temperatura

A Figura 10 apresenta a distribuição de temperatura ao longo do comprimento normalizado das chapas nas superfícies externas e nos planos centrais para a laminação simétrica (Fig. 10 (a)) e laminação assimétrica (Fig. 10 (b)), onde nota-se a queda de temperatura experimentada pela chapa ao entrar em contato com os cilindros em ambos os casos.

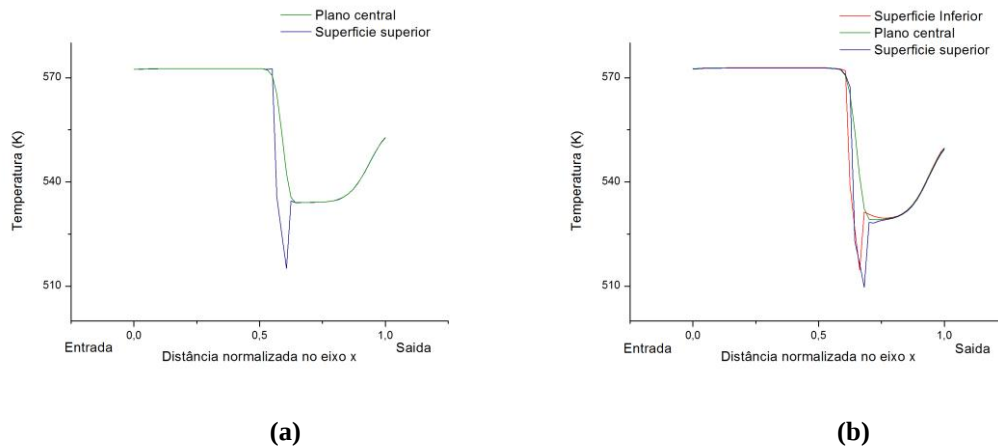


Figura 10. Distribuição de temperatura ao longo do comprimento normalizado da chapa para $t_{total} = 0,47s$ (a) laminação simétrica e (b) laminação assimétrica.

Antes do contato a chapa permanece em sua temperatura inicial (573K) e, ao entrar em contato com os cilindros, as superfícies externas sofrem uma brusca queda de temperatura. É possível observar que a região central das chapas também sofre resfriamento durante o contato, porém de forma mais suave. Ao perder o contato, tanto as superfícies externas quanto a região central recuperam a temperatura de forma parcial ao receber calor da parte da chapa que ainda não sofreu resfriamento. Contudo, as superfícies externas além de receber um fluxo de calor horizontal oriundo da região da chapa que ainda não passou pela zona de deformação, elas também recebem um fluxo de calor vertical devido ao gradiente de temperatura entre a superfície externa e a região central; por isso, no início essas superfícies retomam temperatura de forma mais brusca até alcançar um equilíbrio com a região central. Após este equilíbrio tanto as superfícies externas quanto a região central continuam perdendo temperatura de forma igual.

Outro fato que pode ser observado na Fig. 10 (b) é que a superfície inferior tem uma queda de temperatura ligeiramente menor que a superfície superior e isto pode ser explicado pela maior geração de calor nesta superfície devido ao seu alto nível de deformação plástica, conforme observado nos resultados apresentados na Fig. 9 (b).

4. CONCLUSÃO

Um significativo efeito de flexão da chapa foi observado na saída da chapa para a simulação da laminação assimétrica, o que pode ter ocasionado excessiva pressão nos cilindros de laminação refletindo na superior carga de laminação obtida neste processo em relação ao processo simétrico.

Ao analisar qualitativamente o comprimento do arco de contato nas superfícies superior e inferior na previsão assimétrica, não foram observadas significativas diferenças, o que provavelmente pode se explicar pela flexão experimentada pela chapa durante este processo.

Após a zona de deformação, um nível superior de tensão residual equivalente foi observado para a chapa laminada pelo processo assimétrico quando comparado àquele encontrado para as chapas laminadas pelo método simétrico. As deformações equivalentes também foram superiores para o processo assimétrico.

5. AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem à CAPES, CNPq e FAPERJ.

6. REFERÊNCIAS

- ABAQUS Analysis User's Manual, Vol. II, 2004, Version 6-5, ABAQUS Inc., Rising Sun Mills, Providence, RI 02909-2499, USA.
- Aboutorabi, A., Assempour, A., Afrasiab, H. Analytical approach for calculating the sheet output curvature in asymmetrical rolling: In the case of roll axis displacement as a new asymmetric factor. International Journal of Mechanical Sciences, 2015. (*Accepted Manuscript*)

- Barbosa, G.C. Simulação por elementos finitos do processo de laminação de tiras a quente de aço C-Mn. Dissertação de Mestrado, PPGEM-UFF, 2014.
- Ding, R., Chung, C., Chiu, Y., Lyon, P. Effect of ECAP on microstructure and mechanical properties of ZE41 magnesium alloy. *Materials Science and Engineering A* 527, p. 3777-3784, 2010.
- Dumitru, F.-D., Higuera-Cobos, O.F., Cabrera, J.M. ZK60 Alloys processed by ECAP: Microstructural, physical and mechanical characterization. *Materials Science and Engineering A* 594, p. 32-39, 2014.
- Figueiredo, R.B., Langdon, T.G. Developing superplasticity in a magnesium AZ31 alloy by ECAP. *Journal of Materials Science*, v. 43 (23-24), p. 7366-7371, 2008.
- Figueiredo, R.B., Langdon, T.G. Structural Evolution on the Cross-section of an AZ31 Magnesium Alloy Processed by High-Pressure Torsion. *Materials Science Forum*, v. 667-669, p. 247-252, 2011.
- Hamad, K., Chung, B.K., Ko, Y.G. Microstructure and mechanical properties of severely deformed Mg-3%Al-1%Zn alloy via isothermal differential speed rolling at 453K. *Journal of Alloys and Compounds*, v. 615(1), p. S590-S594, 2014.
- Harai, Y., Kai, M., Kaneko, K., Horita, Z., Langdon, T.G. Microstructural and Mechanical Characteristics of AZ61 Magnesium Alloy Processed by High-Pressure Torsion. *Materials Transactions*, v. 49 (1), p. 76-83, 2008.
- Huang, X., Suzuki, K., Watazu, A., Shigematsu, I., Saito, N. Effectes of thickness reduction per pass on microstructure and texture of Mg-3Al-1Zn alloy sheet processed by differential speed rolling. *Scripta Materialia*, v. 60, p. 964-967, 2009.
- Jialin, G., Wei, L., Hongxia, W., Xingguo, Z., Liping, B. Microstructure and Mechanical Properties of Mg-12Al-0.7Si Magnesium Alloy Processed by Equal Channel Angular Pressing. *Rare Metals Materials and Engineering*, v. 42 (9), p. 1800-1804, 2013.
- Ji, Y.H., Park, J.J. Analysis of thermo-mechanical process occurred in magnesium alloy AZ31 sheet during differential speed rolling. *Materials Science and Engineering A*, v. 485, p. 299-304, 2008.
- Kim, W.J., Lee, J.B., Jeong, H.T., Jeong, H.G. Microstructure and mechanical properties of Mg-Al-Zn alloy sheets severely deformed by asymmetrical rolling. *Scripta Materialia*, v. 56, p. 309-312, 2007.
- Kim, W.J., Lee, Y.G., Lee, M.J., Wang, J.Y., Park, Y.B. Exceptionally high strength in Mg-3Al-1Zn alloy processed by high-ratio differential speed rolling. *Scripta Materialia*, v. 65, p. 1105-1108, 2011.
- Lee, S., Ham, H.J., Kwon, S.Y., Kim, S.W., Suh, C.M. Thermal Conductivity of Magnesium Alloys in the Temperature Range from - 125°C to 400°C. *Int. J. Thermophys*, v. 34, p. 2343-2350, 2013.
- Liu, J., Cui, Z., Li, C. Modeling of flow stress characterizing dynamic recrystallization for magnesium alloy AZ31B. *Computational Materials Science*, v. 41, p. 375-382, 2008.
- Park, J.J., Ji, Y.H. Development of severe plastic deformation by various asymmetric rolling processes. *Materials Science and Engineering A*, v. 499, p. 14-17, 2009.
- Wronski, S., Bacroix, B. Microstructure evolution and grain refinement in asymmetrically rolled aluminium. *Acta Materialia*, v. 76, p. 404-412, 2014.

7. RESPONSABILIDADE AUTORAL

Os autores são os únicos responsáveis pelo conteúdo deste trabalho.

THERMOMECHANICAL ANALYSIS OF HOT ROLLING ROUTES FOR AZ31 MAGNESIUM ALLOY

Darlene Souza da Silva Almeida, darlene.s.s@hotmail.com¹

Neil de Medeiros, neil@metal.eeimvr.uff.br¹

Luciano Pessanha Moreira, luciano.moreira@metal.eeimvr.uff.br¹

José Adilson de Castro, joseadilsoncastro@id.uff.br¹

¹Federal Fluminense University, Av. dos Trabalhadores, 420, Vila Santa Cecília – Volta Redonda - RJ

Abstract. *The asymmetric rolling process, unlike conventional rolling, imposes shear strain to the material and, applied to the magnesium alloys, has shown satisfactory results, modifying microstructure and texture and improving their mechanical properties, mainly formability that in general it is limited due to their hexagonal close-packed crystal structure with limited active slip systems at room temperature. This work evaluated the thermomechanical behavior of AZ31 Mg alloy plates subjected to symmetric and asymmetric rolling routes. For this, both processes were modeled by finite element method using the ABAQUS / Standard commercial program and the thermal and mechanical results for the two models were compared. The residual equivalent stress level and the equivalent strain level were higher for asymmetric rolling, moreover, bending effect was observed during this process.*

Keywords: *asymmetric rolling, magnesium, AZ31, finite element method, modeling.*