



SIMULAÇÃO POR ELEMENTOS FINITOS DO PROCESSO DE LAMINAÇÃO DE TIRAS A QUENTE DE AÇO C-Mn*

Gustavo Coqui Barbosa¹
 Luciano Pessanha Moreira²

Resumo

Neste trabalho, foi desenvolvido um modelo de elementos finitos para simular o primeiro passe da laminação a quente do trem acabador de tiras de aço C-Mn. O comportamento desse aço é definido por equações constitutivas que descrevem os mecanismos de encruamento e recristalização acoplados aos campos de tensões, deformações e temperatura. Foi implementada uma sub-rotina em linguagem FORTRAN disponível no programa de elementos finitos ABAQUS/Standard. O modelo foi estabelecido no estado plano de deformação por meio de elementos finitos com acoplamento dos campos de temperatura e deformação para o cilindro de trabalho e tira. As dimensões e condições de processo foram obtidas a partir de dados industriais do laminador de tiras a quente da CSN. O modelo prevê as distribuições de temperaturas e valor de carga de laminação em boa concordância com as medidas industriais. Os resultados do modelo evidenciam que há ocorrência de recristalização dinâmica durante o primeiro passe e, apontam que em determinadas regiões da tira a fração recristalizada dinamicamente chega a 100%. A análise de sensibilidade dos parâmetros do modelo foi feita para determinar o seu impacto nos resultados das simulações, notadamente na força de laminação e no tamanho de grão austenítico final.

Palavras-chave: Laminação a quente; Método de elementos finitos; Aço C-Mn.

FINITE ELEMENT SIMULATION OF THE HOT STRIP ROLLING PROCESS OF C-Mn STEELS

Abstract

In this work, a finite element model was developed to simulate the first pass of finishing hot rolling mill of C-Mn steel strips. The behavior of this steel is defined by constitutive equations that describe the mechanisms of hardening and recrystallization coupled to the stress, strain and temperature fields. A subroutine was implemented in FORTRAN available in the finite element ABAQUS/Standard commercial code. The model was established assuming the plane strain state by means of thermomechanical coupling elements for the work roll and the steel strip. The process conditions were obtained from industrial data of the CSN's hot rolling mill. The model predicts the distribution of temperatures and rolling load value in good agreement with industrial measurements. The model results show that there is occurrence of dynamic recrystallization during the first pass, and revealed that in certain regions of the strip dynamically recrystallized fraction reaches 100%. The sensitivity analysis of the model parameters was performed to determine their impact on the simulation results, namely the rolling load and the austenitic grain size.

Keywords: Hot rolling; Finite element method; C-Mn steel.

¹ Doutor, Professor Associado do Departamento de Engenharia Mecânica, Escola de Engenharia Industrial Metalúrgica de Volta Redonda - UFF, Volta Redonda, Rio de Janeiro, Brasil.

² Mestre, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica, Escola de Engenharia Industrial Metalúrgica de Volta Redonda - UFF, Volta Redonda, Rio de Janeiro, Brasil.

* Contribuição técnica ao 51º Seminário de Laminação – Processos e Produtos Laminados e Revestidos, 28 a 31 de outubro de 2014, Foz do Iguaçu, PR, Brasil.



1 INTRODUÇÃO

A laminação de planos é um processo de conformação mecânica no qual um esboço é forçado a passar entre dois cilindros que giram com mesma velocidade de rotação, porém, em sentidos opostos, e espaçados entre si de uma distância menor que a espessura inicial. Ao passar entre os cilindros, a força de reação entre o material em processamento e os cilindros promove a deformação plástica do esboço de metal, cujas dimensões iniciais são modificadas de acordo com o produto desejado.

Através do processo de laminação, lingotes são convertidos em produtos semi-acabados e esses podem ser transformados em produtos acabados, os quais devem atender as especificações estabelecidas em termos de propriedades mecânicas, forma, dimensões, acabamento superficial, dentre outros critérios. Devido ao fato das operações de laminação serem com frequência as últimas operações que podem alterar a microestrutura do material, elas devem ser projetadas de modo a permitir que a microestrutura desejada seja obtida.

O equipamento de laminação deve ser capaz de submeter o material a uma sequência de passes. Isso pode ser conseguido de duas formas: ou variando-se a distância entre os cilindros de trabalho, laminadores reguláveis durante a operação ou com a colocação de laminadores em linha, com uma distância pré-determinada entre eles, de modo que deformassem o material sucessivamente e em alguns casos simultaneamente. A laminação é um dos processos de conformação mais utilizados nas indústrias. Tal fato acontece porque este processo apresenta uma alta produtividade e um controle dimensional do produto acabado que pode ser bastante preciso. O processo de laminação pode ser a frio ou a quente. Normalmente, a laminação a quente é usada para, as operações de desbaste ao passo que a laminação a frio, para operações de acabamento e obtenção de menores espessuras.

Portanto, o modelamento matemático do processo de laminação a quente é uma tarefa bastante complexa, pois a deformação acoplada à temperatura e a fenômenos microestruturais requer a necessidade do emprego de modelos com o maior número possível de parâmetros para que se tenha uma boa correlação com o processo real. O presente trabalho apresenta a metodologia proposta para o modelamento por elementos finitos do primeiro passe da laminação a quente de tiras de aços C-Mn. Para tal, foram implantadas no programa comercial ABAQUS/Standard as equações constitutivas que descrevem os fenômenos de encruamento e recristalização em função das condições de processamento, a saber, temperatura, taxa de deformação e deformação e modelos de evolução microestrutural para previsão de tamanho de grão austenítico.

2 MATERIAIS E MÉTODOS

2.1 Material

O material analisado foi um aço C-Mn processado pela Companhia Siderúrgica Nacional (CSN). As condições de processamento deste aço são apresentadas na Tabela 1.

* Contribuição técnica ao 51º Seminário de Laminação – Processos e Produtos Laminados e Revestidos, 28 a 31 de outubro de 2014, Foz do Iguaçu, PR, Brasil.


Tabela 1. Parâmetros do processo de laminação quente para o primeiro passe [1].

Espessura de entrada	Espessura de saída	Redução	Largura da tira	Raio do cilindro	Temperatura da tira	Rotação do cilindro
35,40 mm	24,8 mm	30%	1.200 mm	366 mm	984,7°C	37 rpm

2.2 Modelamento do Processo de Laminação a Quente

2.2.1 Equações Constitutivas

O comportamento típico de um aço baixo carbono deformado em altas temperaturas como, a título de exemplo, no processo de laminação a quente de aços, é apresentado na Figura 1. Os mecanismos de restauração são respectivamente denotados por dinâmico e estático dependendo se estes ocorrem concomitantemente com a aplicação da tensão ou não. No início do processo de deformação, o material sofre encruamento devido ao aumento da densidade de discordâncias as quais se arranjam em contornos de subgrãos. À medida que o nível de deformação plástica aumenta, tem-se que a aniquilação de discordâncias e geração de novas discordâncias geram, como resultado, um estado estacionário na curva tensão de escoamento-deformação mostrado no platô (a) da Figura 1. Tal mecanismo é conhecido como recuperação dinâmica cuja microestrutura resultante é formada por subgrãos bem definidos que, por sua vez, são a fonte para a nucleação da recristalização estática [1]¹.

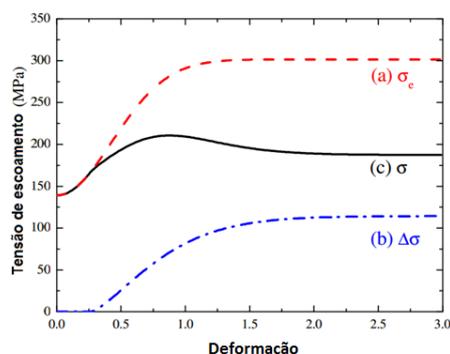


Figura 1. Curva tensão de escoamento-deformação para um aço baixo carbono determinada para um tamanho de grão inicial de 20 μm e valores constantes de taxa de deformação ($4,5 \text{ s}^{-1}$) e temperatura de 900°C descrevendo os mecanismos de: (a) recuperação dinâmica; (b) amaciamento devido a recristalização (c) a superposição dos eventos (a) e (b) [1].

Quando a recuperação dinâmica é o único processo de restauração ativo a tensão de escoamento pode ser descrita como [2-4]:

$$\sigma_e = \sigma_0 + (\sigma_{SS} - \sigma_0) [1 - \exp(-C \varepsilon)]^m \quad (1)$$

na qual σ_0 é a tensão de início de escoamento plástico, σ_{SS} é a tensão de escoamento para o estado estacionário e m é o expoente de encruamento. A constante C é determinada por [2-4]:

$$C = 10 \left[(\sigma_{01} - \sigma_0) / (\sigma_{SS} - \sigma_0) \right]^2 \quad (2)$$

e depende do parâmetro de Zener-Hollomon (Z) [2-4]:

$$Z = \dot{\varepsilon} \exp[Q/(RT)] \quad (3)$$

onde $\dot{\varepsilon}$ é a taxa de deformação efetiva, R é a constante dos gases ($8,314 \text{ J/K}$) T é a temperatura absoluta de deformação e Q é a energia de ativação para a deformação que varia entre 262-366 KJ/mol para aços C-Mn [5,6]. Da mesma forma, as tensões

* Contribuição técnica ao 51º Seminário de Laminação – Processos e Produtos Laminados e Revestidos, 28 a 31 de outubro de 2014, Foz do Iguaçu, PR, Brasil.



σ_0 , σ_{SS} , σ_{01} , σ'_{SS} dependem da condição de deformação plástica e podem ser definidas por [2-4]:

$$\sigma_{TE} = A_1 \sinh^{-1} \left(\frac{Z}{A_2} \right)^{A_3} \quad (4)$$

na qual A_n são parâmetros do material determinados a partir de dados experimentais, por exemplo, por compressão plana a quente ou ensaio de torção. A Tabela 2 lista os parâmetros que descrevem o comportamento de um aço C-Mn durante a laminação de tiras a quente.

Tabela 2. Parâmetros materiais do aço C-Mn [3].

σ_0			σ_{SS}			σ_{01}		
A_1	A_2	A_3	A_4	A_5	A_6	A_7	A_8	A_9
103,84	$4,92 \times 10^{13}$	0,13	103,41	$1,77 \times 10^{11}$	0,217	89,29	$2,55 \times 10^{11}$	0,182
σ'_{SS}			$\Delta\sigma$			ε_p		
A_{10}	A_{11}	A_{12}	k'	m'	a	A	p	q
106,72	$3,88 \times 10^{12}$	0,146	0,49	1,4	0,8	$5,6 \times 10^{-4}$	0,3	0,17

Por outro lado, quando o processo de recuperação é insuficiente para diminuir a energia de ativação da deformação, a multiplicação das discordâncias pode produzir a nucleação e o crescimento de grãos recristalizados. Neste caso, a curva de escoamento se eleva a um valor máximo, tensão de pico. O começo da recristalização dinâmica é caracterizado pela deformação crítica [2-4]:

$$\varepsilon_c = a\varepsilon_p \quad (5)$$

que é estimada pela deformação de pico dada por [2-4]:

$$\varepsilon_p = Ad_0^p Z^q \quad (6)$$

onde d_0 é tamanho de grão inicial e A , p e q são parâmetros do material dados na Tabela 2. O amaciamento devido à recristalização dinâmica, Figura 1, curva (b), é dado por [2-4]:

$$\Delta\sigma = (\sigma_{SS} - \sigma'_{SS}) \left\{ 1 - \exp \left[-k' \left(\frac{\bar{\varepsilon} - a\varepsilon_p}{\varepsilon_p} \right)^{m'} \right] \right\} \quad (7)$$

onde σ'_{SS} é descrito pela Equação (4) e k' e m' são parâmetros do material. A curva (c) na Figura 1 é obtida pela superposição dos efeitos da recuperação dinâmica e da recristalização dinâmica, isto é [2-4]:

$$\text{Se } \bar{\varepsilon} < \varepsilon_c \therefore \bar{\sigma} = \sigma_e \quad (8)$$

e

$$\text{Se } \bar{\varepsilon} \geq \varepsilon_c \therefore \bar{\sigma} = \sigma_e - \Delta\sigma \quad (9)$$

A fração volumétrica recristalizada estaticamente após um tempo t é descrita pela aplicação da clássica equação empírica de Johnson-Mehl-Avrami-Kolmogorov [7,8]:

$$X = 1 - \exp \left[-0,693 (t/t_{0,5})^k \right] \quad (10)$$

* Contribuição técnica ao 51º Seminário de Laminação – Processos e Produtos Laminados e Revestidos, 28 a 31 de outubro de 2014, Foz do Iguaçu, PR, Brasil.



onde $t_{0,5}$ é o tempo necessário para que ocorra metade da recristalização. Em aços C-Mn o expoente k é igual a 1,0 para recristalização estática e 1,5 para recristalização metadinâmica [9].

A recristalização dinâmica durante a laminação somente ocorrerá caso a deformação ultrapasse a deformação crítica. Para esse caso, emprega-se a Equação 4.15, que representa a fração de recristalização dinâmica do material [10-12].

$$X_{\text{RexDN}} = 1 - \exp \left[-0,693 \left(\frac{\varepsilon - \varepsilon_c}{\varepsilon_{0,5}} \right)^2 \right] \quad (11)$$

Nesta última equação, $\varepsilon_{0,5}$ é a deformação para 50% de recristalização dinâmica determinada por [10-12]:

$$\varepsilon_{0,5} = 1,144 \times 10^{-5} d_0^{0,28} \dot{\varepsilon}^{0,05} \exp(53388/RT) \quad (12)$$

As equações correspondentes ao aço C-Mn para o tempo de metade de recristalização e o tamanho de grão recristalizado d para eventos de recristalização estática (RexES) e recristalização metadinâmica (RexMD) e dinâmica (RexDN) são apresentadas abaixo [9,13]:

Se $\bar{\varepsilon} < \varepsilon_c$

$$t_{0,5}^{\text{RexES}} = 2,3 \times 10^{-15} \varepsilon^{-2,5} d_0^2 \exp \left(\frac{230000}{RT} \right) \quad (13)$$

$$d_{\text{RexES}} = 343 \varepsilon^{-0,5} d_0^{0,4} \exp \left(-\frac{45000}{RT} \right) \quad (14)$$

Se $\bar{\varepsilon} \geq \varepsilon_c$

$$t_{0,5}^{\text{RexMD}} = 1,1 Z^{-0,8} \exp \left(\frac{230000}{RT} \right) \quad (14)$$

$$d_{\text{RexMD}} = 6,8 \times 10^4 Z^{-0,23} \quad (15)$$

$$\text{Se } \bar{\varepsilon} \geq \varepsilon_c \text{ e } \dot{\varepsilon} > 0 \quad d_{\text{RexD}} = 3,9 \times 10^4 Z^{-0,23} \quad (16)$$

2.2.2 Condições simuladas

Os parâmetros do modelo que foram analisados neste trabalho estão relacionados ao comportamento microestrutural do aço C-Mn: energia de ativação para deformação e tamanho de grão inicial e as condições de processo: coeficiente de troca de calor entre o cilindro e a tira e coeficiente de atrito. De acordo com a Tabela 3, foram adotados dois valores diferentes para cada parâmetro investigado, num total de 6 simulações.

* Contribuição técnica ao 51º Seminário de Laminação – Processos e Produtos Laminados e Revestidos, 28 a 31 de outubro de 2014, Foz do Iguaçu, PR, Brasil.


Tabela 3. Variações de parâmetros materiais e condições de processo.

Parâmetro Alvo	Simulação	Dados de entrada			
		Q	μ	TG	h_c
Energia de ativação para a deformação Q (J/mol)	1	300.000	0,25	120	5.000
	2	282.000	0,25	120	5.000
Coeficiente de atrito μ	1	300.000	0,25	120	5.000
	3	300.000	0,35	120	5.000
Tamanho de grão inicial TG (μm)	4	282.000	0,25	200	5.000
	2	282.000	0,25	120	5.000
Coeficiente de troca de calor por condução ($\text{kWm}^{-2}\text{°K}^{-1}$) h_c	5	282.000	0,35	200	10.000
	6	282.000	0,35	200	5.000
Resultados comparados		Tamanho de grão final e força de laminação.			

3 RESULTADOS E DISCUSSÃO

3.1 Previsões Numéricas

De forma geral, as simulações numéricas apresentaram um campo de distribuição das variáveis semelhantes. Como pode ser visto na Figura 2(a), os níveis de deformação plástica equivalente mudam drasticamente na região de laminação. Além disso, vale a pena observar uma não uniformidade da deformação plástica. Isto se deve a uma repentina mudança nos campos de velocidade de laminação na direção vertical, visto que a região de mais alta taxa de deformação ocorre junto a região de entrada, e subsequentemente ela decai gradualmente ao longo do arco de contato, Figura 2(b). O gradiente de temperatura na direção da espessura é cada vez mais intenso a medida que a espessura da tira é reduzida. As principais razões para isso, podem ser atribuídas a transferência de calor devido o contato da tira com o cilindro de trabalho e a geração de calor devido a deformação plástica, Figura 2(c). Na Figura 2(d) pode ser visto que o grão austenítico é refinado na zona de mordida devido a recristalização dinâmica e recristalização metadinâmica [14,15].

* Contribuição técnica ao 51º Seminário de Laminação – Processos e Produtos Laminados e Revestidos, 28 a 31 de outubro de 2014, Foz do Iguaçu, PR, Brasil.

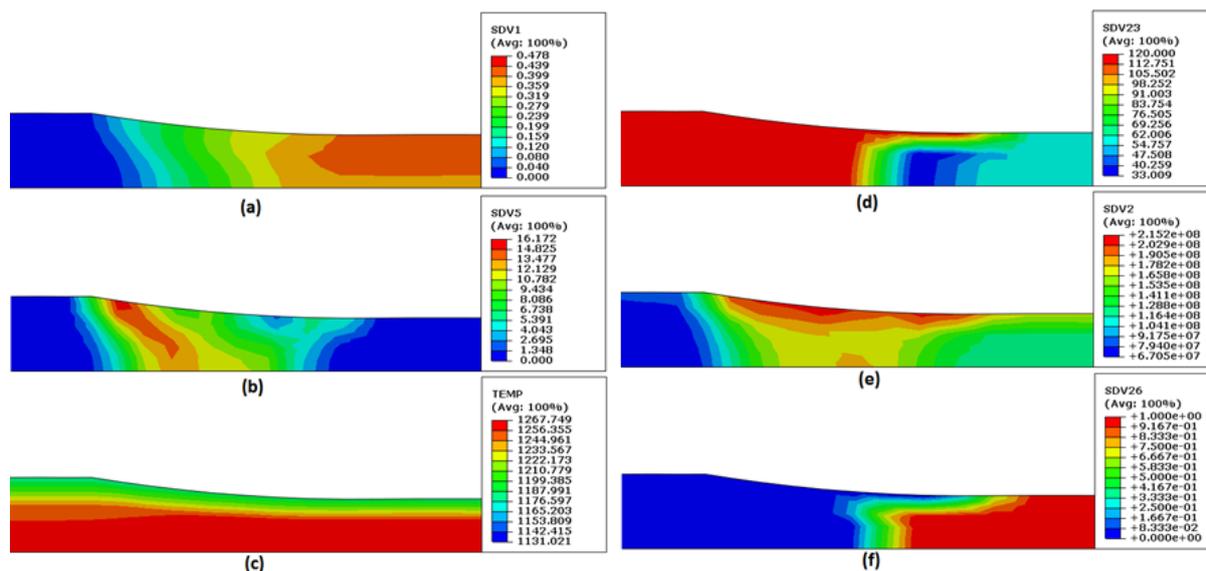


Figura 2. Campo de distribuição das variáveis no primeiro passe de laminação de tiras a quente para a simulação 1: (a) deformação plástica equivalente; (b) taxa de deformação plástica equivalente (s^{-1}); (c) temperatura (K); (d) tamanho de grão (μm); (e) tensão de escoamento (Pa) e (f) fração amaciada [15].

3.2 Análise de Sensibilidade

A análise de sensibilidade dos parâmetros do modelo foi feita para determinar o seu impacto nos resultados das simulações, notadamente na força de laminação e no tamanho de grão austenítico final.

3.2.1 Energia de ativação para a deformação

Segundo Gorni [16], a energia de ativação para deformação, é um parâmetro de fundamental importância para a caracterização do comportamento de metais durante sua conformação a quente, pois indica a energia necessária para a ativação dos mecanismos de amaciamento dinâmico que reduzirão sua resistência à deformação a quente. Nos aços C-Mn, o valor dessa energia varia entre 262-366 kJ/mol. Logo, para avaliar a sensibilidade desse parâmetro nos principais resultados do primeiro passe de laminação, foram adotados os valores de 282 kJ/mol e 300 kJ/mol. Para fins de comparação, foram escolhidas as simulações 1 e 2. Espera-se que quanto menor for energia de ativação para deformação mais atuantes serão os mecanismos de restauração, que, por consequência acarretariam em uma menor tensão de escoamento e isso se refletiria em um menor valor para a força de laminação [15].

A comparação entre as curvas de distribuição de pressão determinadas a partir das simulações 1 e 2 é apresentada na Figura 3(a). Como pode ser observado, a distribuição da pressão de contato entre o cilindro e a tira foi menor para a simulação 2 do que para a simulação 1. Isso mostra que os resultados da simulação foram consistentes com o que se esperava do comportamento do aço C-Mn [15].

A força de laminação calculada para a simulação 2 foi de 14,28 MN e a prevista para a simulação 1 foi de 18,00 MN, ou seja, para um aumento de apenas 6% na energia de ativação para a deformação houve um aumento de 20,66 % na força de laminação calculada. Esse resultado indica claramente que energia de ativação para a deformação exerce um papel importante sobre o cálculo da força de laminação [15].

* Contribuição técnica ao 51º Seminário de Laminação – Processos e Produtos Laminados e Revestidos, 28 a 31 de outubro de 2014, Foz do Iguaçu, PR, Brasil.

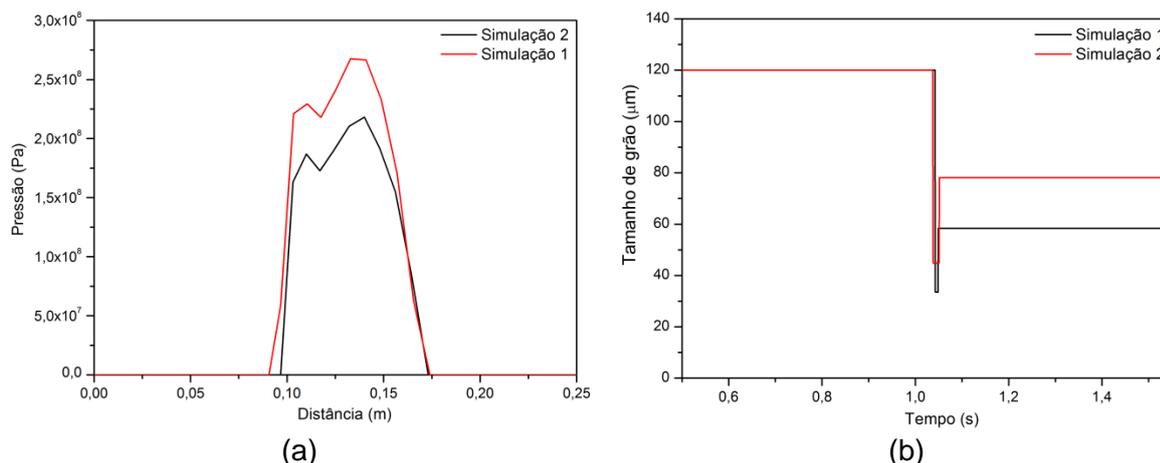


Figura 3. (a) Distribuições de pressão ao longo do arco de contato, (b) evolução do tamanho de grão austenítico[15].

Como os mecanismos de restauração são mais atuantes na condição de simulação 2, espera-se que a microestrutura final seja menos refinada nessa condição do que na condição 1. Como evidencia os resultados apresentados na Figura 3(b), os resultados das simulações também foram consistentes com o que se esperava em relação aos tamanhos de grão obtidos nas condições avaliadas. Houve uma diferença de 25,21 % entre os tamanhos de grão austeníticos obtidos nas simulações 1 e 2. Isso demonstra que a energia de ativação para a deformação também exerce grande influência sobre o tamanho da microestrutura obtida após o primeiro passe de laminação [15].

3.2.2 Coeficiente de atrito

Na laminação a quente, o atrito é necessário na interface entre a tira e os cilindros, a fim de transmitir energia de deformação para a tira, apesar de que o atrito excessivo tende a restringir o nível de deformação, resultando em elevados esforços nos laminadores e altos torques no eixo. Entretanto, se o nível de atrito for muito baixo, ocorre o deslizamento e a tira não consegue passar entre os cilindros [16]¹⁶.

As curvas de distribuição de pressão determinadas nas simulações 1 e 3 são apresentadas na Figura 4(a). Como pode ser observado, as curvas estão deslocadas uma em relação a outra apesar de terem sido obtidas para o mesmo instante. Foi notado que na simulação 3 a tira sofreu um deslocamento maior e, como os resultados foram tomados a partir de um mesmo nó de referência as curvas ficaram nessa configuração [15].

* Contribuição técnica ao 51º Seminário de Laminação – Processos e Produtos Laminados e Revestidos, 28 a 31 de outubro de 2014, Foz do Iguaçu, PR, Brasil.

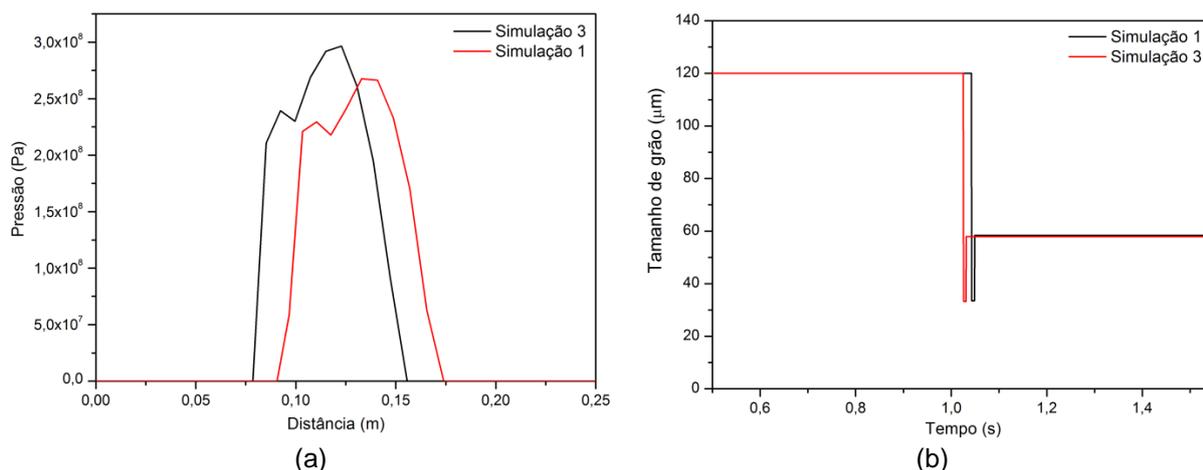


Figura 4. (a) Distribuições de pressão ao longo do arco de contato, (b) evolução do tamanho de grão austenítico [15].

Um fato que é inerente a laminação, e que explica a diferença nos deslocamentos da tira nas simulações 1 e 3 é que a medida que a tira é deformada, sua velocidade vai aumentando até chegar ao ponto onde a velocidade da tira é igual à velocidade periférica dos cilindros, o ponto neutro. Até o ponto neutro a velocidade de tira é menor que a dos cilindros, após esse ponto a velocidade da tira se torna maior que a dos cilindros e continua aumentando até o ponto onde o material deixa de tocar os cilindros. Basicamente, isso quer dizer que há um deslizamento entre o cilindro e a tira na maior parte da região de contato. Como o coeficiente de atrito na simulação 1 é menor em comparação a simulação 3 o deslizamento foi maior na simulação 1 e, portanto, a tira se deslocou menos. Como pode ser observado a partir da Figura 4(b), o valor do coeficiente de atrito não exerceu diferença significativa no valor do tamanho de grão austenítico final [15].

3.2.3 Tamanho de grão inicial

As curvas de distribuição de pressão ao longo do arco de contato para as simulações 4 e 2 são praticamente coincidentes, vide Figura 3(a). As forças de laminação obtidas foram 14,52 e 14,28 MN nas simulações 4 e 2, respectivamente. Essa diferença é insignificante para a prática da engenharia, o que leva a concluir que o tamanho de grão inicial não exerceu influência sobre a força de laminação calculada. Como observado anteriormente, as condições de processamento simuladas, foram tais que houve um processo dinâmico de amaciamento fato que suprimiu o efeito que a diferença entre os tamanhos de grão poderiam causar na distribuição de pressão na tira, uma vez que, segundo Humphreys et al. *apud* Ebrahimi et al.[17] quando há ocorrência de recristalização dinâmica, a tensão de escoamento e o tamanho de grão final são independentes do tamanho inicial de grão, embora a cinética de recristalização dinâmica seja mais acelerada em metais com menor tamanho inicial de grão. Como pode ser observado na Figura 5(b), o tamanho de grão final também não apresentou diferença significativa com relação as simulações 2 e 4 [15].

* Contribuição técnica ao 51º Seminário de Laminação – Processos e Produtos Laminados e Revestidos, 28 a 31 de outubro de 2014, Foz do Iguaçu, PR, Brasil.

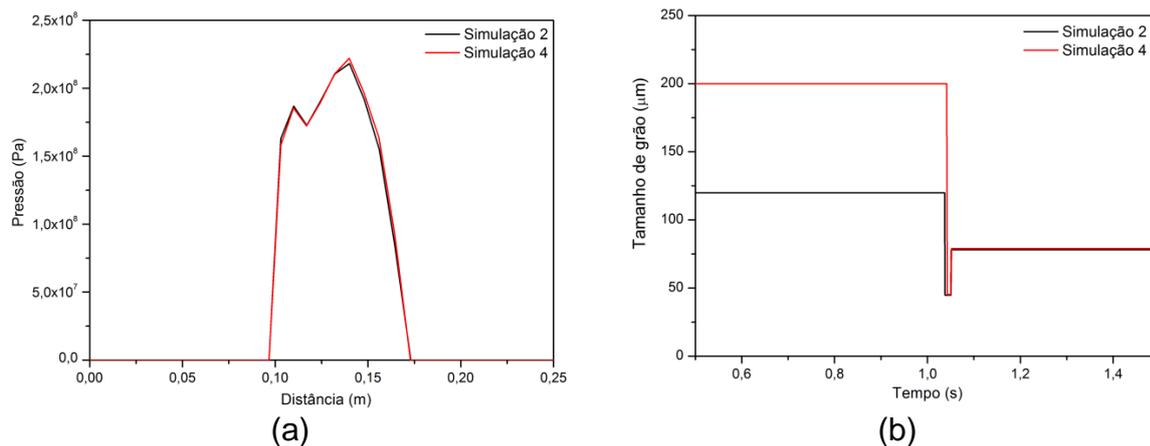


Figura 5. (a) Distribuições de pressão ao longo do arco de contato, (b) evolução do tamanho de grão austenítico [15].

3.2.4 Coeficiente de troca de calor

As Figuras 6(a) e 6(b) apresentam as curvas de distribuição de pressão e evolução do tamanho de grão austenítico, respectivamente. Nota-se claramente que não houve mudança na posição dessas curvas, apesar de terem sido empregados valores diferentes de coeficiente de troca de calor. Como foi exposto anteriormente, a transferência do calor da tira para a superfície do cilindro é muito pequena devido à sua alta velocidade de rotação. Nesse sentido, mesmo com um elevado coeficiente de troca de calor, a tira perde pouco calor para o cilindro e, portanto, não há alteração nos resultados das simulações [15].

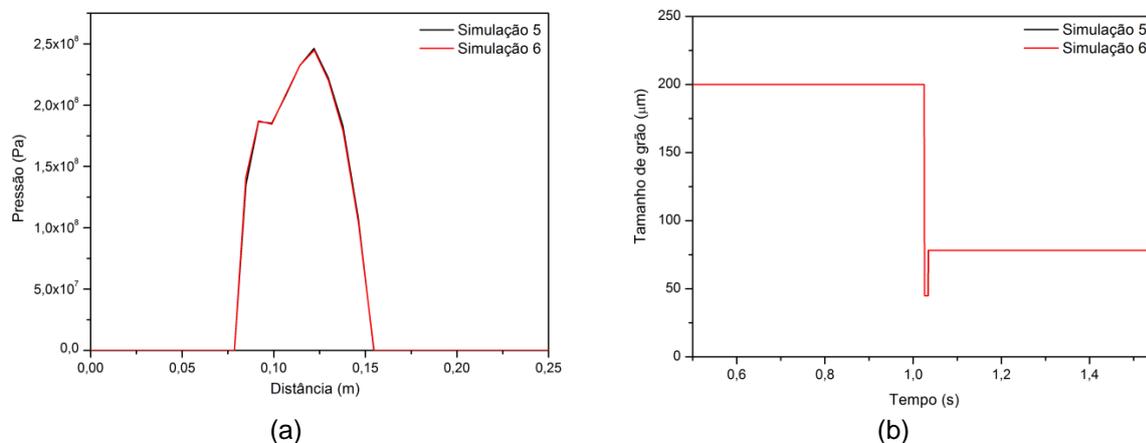


Figura 6. (a) Distribuições de pressão ao longo do arco de contato, (b) evolução do tamanho de grão austenítico [15].

3.3 Síntese das Simulações

3.3.1 Força de laminação e temperatura

A comparação entre as forças de laminação calculadas nas seis simulações pelo programa ABAQUS/Standard e a força medida nas condições industriais (CSN), para as condições apresentadas na Tabela 1, é resumida na Figura 7(a). Fica evidente que os valores de força de laminação previstos pelo ABAQUS são mais consistentes com os dados reais nas condições 5 e 6. O erro máximo ficou abaixo de 3%. Tal acurácia é satisfatória no que diz respeito aos requisitos da engenharia e, portanto, ratifica o modelamento proposto como sendo eficaz para o projeto de

* Contribuição técnica ao 51º Seminário de Laminação – Processos e Produtos Laminados e Revestidos, 28 a 31 de outubro de 2014, Foz do Iguaçu, PR, Brasil.



passos de laminação de tiras a quente desde que os parâmetros adequados sejam adotados no modelo [15].

O gráfico apresentado na Figura 7(b) mostra evolução da temperatura superficial de um ponto da tira desde o instante em que ela entra na região de mordida até alcançar a região entre as cadeiras 1 e 2. Nota-se que, a taxa de resfriamento é semelhante em todos os casos. Destaca-se também que, no caso da simulação 5, há uma queda mais acentuada de temperatura do intervalo de tempo que varia de zero até 0,04 s. Esse é o tempo que o ponto analisado leva para passar pela zona de mordida e, como na simulação 5 empregou-se um coeficiente de troca térmica maior entre a tira e o cilindro, a queda de temperatura foi ligeiramente superior nessa condição de simulação [15].

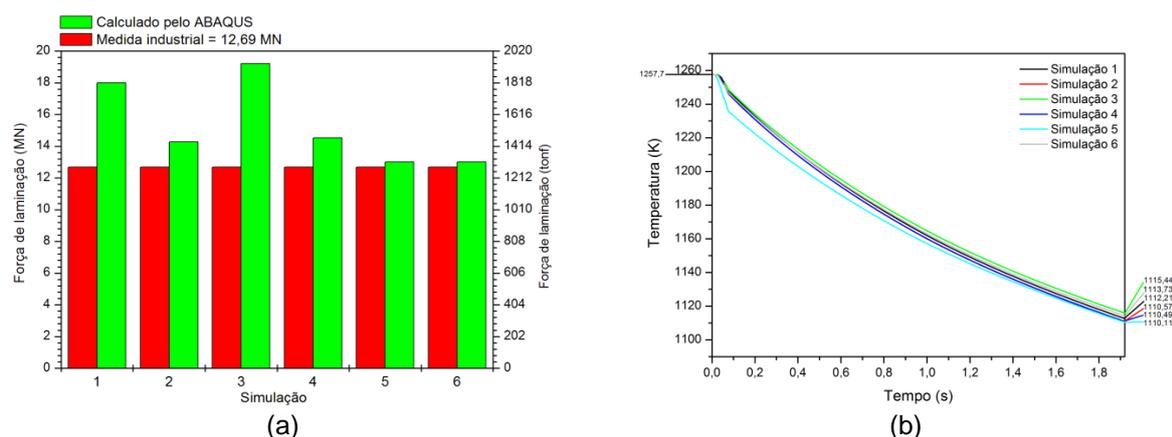


Figura 7. (a) Comparação entre as forças de laminação calculadas pelo modelo de elementos finitos proposto a medida industrial para o primeiro passe da laminação de acabamento do aço C-Mn, (b) evolução da temperatura superficial da tira[15].

A Tabela 4 mostra a comparação dos resultados de temperatura obtidos nessa dissertação, com as temperaturas em condições industriais (CSN) e, com os resultados obtidos segundo Moreira et al. [18], que empregou o método dos volumes finitos no estudo da laminação de tiras a quente, porém, sem a consideração do cilindro de trabalho. Como pode ser observado, os valores obtidos nas simulações do presente trabalho são próximos aos resultados de Moreira et al. [18]:

Tabela 4. Variações de parâmetros materiais e condições de processo [15].

Dados e Simulações	Temperatura de entrada (K)	Diferença: CSN - Simulações (%)	Diferença: Moreira et al. [18] - Simulações (%)	Temperatura de saída (K)	Diferença: CSN - Simulações (%)	Diferença: Moreira et al. [18] - Simulações (%)
CSN	1149,6	9,40	2,46	1164,5	4,40	0,91
Moreira et al. [18]	1227,5			1125,6		
1	1257,7	9,40	2,46	1115,4	4,40	0,91
2	1257,7	9,40	2,46	1113,7	4,56	1,07
3	1257,7	9,40	2,46	1112,2	4,70	1,20
4	1257,7	9,40	2,46	1110,6	4,85	1,35
5	1257,7	9,40	2,46	1110,5	4,86	1,36
6	1257,7	9,40	2,46	1110,1	4,90	1,40

* Contribuição técnica ao 51º Seminário de Laminação – Processos e Produtos Laminados e Revestidos, 28 a 31 de outubro de 2014, Foz do Iguaçu, PR, Brasil.



4 CONCLUSÕES

Neste trabalho, o comportamento termo-mecânico-microestrutural de um aço C-Mn no processo de laminação de tiras quente foi avaliado por meio de uma série de simulações numéricas, nas quais foi empregado o programa comercial de elementos finitos ABAQUS/ Standard em conjunto com a sub-rotina Fortran UMAT. A partir da comparação das simulações, em seis condições diferentes, foi possível estabelecer as seguintes conclusões:

- 1) As previsões dos campos das variáveis no primeiro passe de laminação de tiras a quente do aço C-Mn, a saber, deformação plástica equivalente, a taxa de deformação plástica equivalente, temperatura, tamanho de grão austenítico, tensão de escoamento a fração amaciada, apresentaram distribuições similares em todas as condições propostas;
- 2) O material estudado apresentou elevados valores de força de laminação quando a energia de ativação para a deformação e o coeficiente de atrito foram aumentados, com maior destaque para a energia de ativação para deformação;
- 3) Diferentes coeficientes de troca de calor exerceram pouca ou nenhuma influência sobre a força de laminação e tampouco sobre o tamanho de grão final;
- 4) As forças de laminação calculadas nas simulações 5 e 6, nas quais $Q = 282$ kJ/mol, $\mu = 0,35$, $TG = 200 \mu\text{m}$ e $hc = 5$ e $10 \text{ kW/m}^2\text{K}$ apresentaram melhor correspondência com força de laminação medida sob condições industriais;
- 5) As temperaturas medidas no início do primeiro passe e entre as cadeiras 1 e 2 em condições industriais, apresentaram boa concordância com os resultados obtidos nas simulações, principalmente para a simulação 1.

Agradecimentos

Os autores gostariam de agradecer a CAPES pela concessão de bolsas de Mestrado no âmbito do PROAP/DS. Luciano Pessanha Moreira agradece os fomentos da FAPERJ (Jovem Cientista do Nosso Estado, Processo E-26/103.006/2012) e ao CNPq (Produtividade em Pesquisa, Processo 303735/2012-0)

REFERÊNCIAS

- 1 Cólás R. A Model for the Hot Deformation of Low-Carbon Steel. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 62, pp. 180-184, 1996.
- 2 Beynon JH, Sellars CM. Modelling Microstructure and Its Effects During Multipass Hot Rolling. ISIJ International. Vol. 32, N. 3, pp. 359-367, 1992.
- 3 Beynon JH. Sellars CM. Slimmer for Windows, Sheffield Leicester Integrated Model for Microstructural Evolution in Rolling, Pro Technology, University of Leicester, Leicester, United of Kingdom, 1992.
- 4 Dixita US. Joshia SN, Davimb JP. Incorporation of material behavior in modeling of metal forming and machining processes: A review. Materials & Design, 2011; 32(7): 3655-3670.
- 5 Brimacombe JK, Samarasekera IV, Hawbolt EB, Meadowcroft TR, Militzer M, Pooleand WJ et al. Microstructural Engineering in Hot Strip Mills: Integrated Mathematical Model. Part 1 of 2. American Iron and Steel Institute, 1998
- 6 Cheng YW, Purtscher PT., Microstructural Engineering in Hot Strip Mills: Constitutive Behavior Modelling of Steels Under Hot Rolling Conditions. Part 2 of 2. American Iron and Steel Institute, 1998.

* Contribuição técnica ao 51º Seminário de Laminação – Processos e Produtos Laminados e Revestidos, 28 a 31 de outubro de 2014, Foz do Iguaçu, PR, Brasil.



- 7 Jupp PS. Mathematical modelling of the microestructural evolution during the hot rolling of AA5083 aluminum alloys. A thesis submitted in partial fulfillment of the requirements for the degree of master of science, 2001.
- 8 Bombac D, Peet M, Zenitani S, Kimura S, Kurimura T, Bhadeshia HKDH. An integrated hot-rolling and microstructure model for dual-phase steels. *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering*, 2014; 22(4).
- 9 Maccagno TM, Jonas JJ, Hodgson PD. Spreadsheet modelling of grain size evolution during rod rolling. *ISIJ International*, 1996; 36(6): 720 – 728.
- 10 Machado MLP. Modelo Termomicroestrutural para Determinação de Variáveis Operacionais e Metalúrgicas para Utilização em Simulação e/ou Controle na Laminação a Quente de Aços Carbono e Microligados. Tese de Doutorado, Vitória, 2005.
- 11 Fulvio SJr., Mathematical Modeling of the Hot Strip Rolling of Nb Microalloyed Steels. A Thesis Submitted to the Faculty of Graduate Studies and Research in Partial Fulfillment of the Requirements for the Degree of Doctor of Philosophy. Department of Mining and Metallurgical Engineering, McGill University, Montreal, Canada, 1999.
- 12 Stumpf W. Grain size modelling of a low carbon strip steel during hot rolling in a Compact Strip Production (CSP) plant using the Hot Charge Route. *The Journal of The South Africa Institute of Mining and Metallurgy*, Vol. 103, no. 10, pp 617-631, 2003.
- 13 Manohar PA, Kyuhwan L, Rollett AD, Youngseog Lee. Simulation of Microstructural Evolution in Rod Rolling of a Medium C-Mn Steel. *Materials Science Forum*, 2003; 426-432: 3789-3794.
- 14 Gorni AA., Comparação entre as diversas abordagens para o cálculo da energia de ativação para a deformação a quente. *REM – Revista Escola de Minas*, pp. 16-21, 1998.
- 15 Barbosa GC. Simulação por Elementos Finitos do Processo de Laminação de Tiras a Quente de Aços C-Mn. Dissertação de Mestrado. Volta Redonda-RJ: Universidade Federal Fluminense; 2014.
- 16 Böesch PR, Martins Júnior V, Schaeffer L. Determinação do coeficiente de atrito pelo ensaio de compressão do anel: uma revisão. *Revista Thema*, 2011; 8(1).
- 17 Ebrahimi R, Shafiei E. Recrystallization: Mathematical Modeling of Single Peak Dynamic Recrystallization Flow Stress Curves in Metallic Alloys. Edited by Krzysztof Sztwiertnia, 2012.
- 18 Moreira LP, Castro JA, Barbosa R, Silva AJ. A finite volume model for the simulation of the strip rolling process. 18th International Congress of Mechanical Engineering, Ouro Preto-MG, ABCM, 2005.

* *Contribuição técnica ao 51º Seminário de Laminação – Processos e Produtos Laminados e Revestidos, 28 a 31 de outubro de 2014, Foz do Iguaçu, PR, Brasil.*