



MODELO TERMOMICROESTRUTURAL PARA CÁLCULO DE CARGA DE LAMINAÇÃO, TAMANHO DE GRÃO E FRAÇÃO DE RECRISTALIZAÇÃO EM AÇOS AO CARBONO¹

Marcelo Lucas Pereira Machado²
Sayd Farage David³
Felipe Farage David³

Resumo

O controle das variáveis do processo de laminação a quente é de fundamental importância para prever as propriedades mecânicas e metalúrgicas do aço. Buscando esse domínio, foi realizado um modelamento matemático para determinar a força de laminação e a temperatura para cada cadeira de laminação e também outras variáveis do processo, como fração de recristalização estática, dinâmica, tempo entre passes, velocidade de saída do material, deformação, taxa de deformação entre outras, sem haver a necessidade de se fornecer dados de força e de temperatura por parte da indústria. O modelo mostrou boa concordância com os dados obtidos na literatura.

Palavras-chave: Modelo microestrutural; Laminação de tiras a quente; Carga de laminação; Modelo térmico.

THERMOMICROSTRUCTURAL MODEL FOR CALCULATE THE ROLL FORCE, GRAIN SIZE AND FRACTIONAL RECRYSTALLIZATION IN CARBON STEELS

Abstract

The control of process variables of hot rolling is of the fundamental importance to predict the mechanical and metallurgical properties of steel. Searching this knowledge, we developed a mathematical modeling to determine the roll force and temperature for each stand as well as other process variables, as a static and dynamic fractional recrystallization, time between passes, the exit speed of the material, strain rate and others, without the need to provide data of roll force and temperature from industries. The model showed good agreement with data obtained in the literature.

Key words: Microstructural model; Hot strip mill; Roll force; Thermal model.

¹ Contribuição técnica ao 65º Congresso Anual da ABM, 26 a 30 de julho de 2010, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

² Professor D.Sc. do curso de Mestrado em Metalurgia e da Engenharia Metalúrgica do IFES.

³ Aluno e bolsista de Iniciação Científica do curso de Engenharia Metalúrgica do IFES.

1 INTRODUÇÃO

As propriedades mecânicas do aço estão fortemente relacionadas com as suas características microestruturais. Por isso a criação de um modelo microestrutural para ser utilizado em aços tem se tornado cada vez mais imprescindível.

O modelo microestrutural utilizado para o cálculo da tensão de escoamento média (TEM) foi baseado na equação de Misaka (1967) para aços C-Mn.⁽¹⁻⁴⁾ Além disso, foi levada em consideração a deformação acumulada entre passes de maneira a se incorporar o efeito da recristalização estática e dinâmica ao modelo de Misaka.^(4,5)

O modelo microestrutural também permite prever o tamanho de grão da austenita entre passes de laminação e o tamanho de grão da ferrita após a saída do material da última cadeia de laminação para uma determinada taxa de resfriamento.

Para cálculo da força no cilindro de trabalho utilizam-se modelos de carga como o de Sims, que tem sido muito utilizado em trabalhos publicados sobre laminações de tiras à quente.^(6,7) Desta forma, a tensão de escoamento média necessária ao modelo de Sims é calculada pelo modelo microestrutural.

Recentemente, Siciliano et al.⁽⁴⁾ fizeram algumas correções na taxa de deformação do material e na velocidade de saída da tira do cilindro, que foram respectivamente, a deformação redundante e o fator de deslizamento à frente.

Está contemplado também no modelo microestrutural equações de maneira a permitir que a medida da abertura entre cilindros de trabalho (*gap*) possa ser utilizada como dados de entrada.

A temperatura do material durante a laminação varia significativamente, e ela é um fator determinante na microestrutura do material e conseqüentemente nas suas propriedades mecânicas. Portanto, as equações do modelo microestrutural necessitam do valor da temperatura em cada passe, que é um dado difícil de obter na indústria, a não ser que se utilizem modelos térmicos.

Desta forma, com o intuito de o modelo ser preditivo, é necessário desenvolver um modelo térmico, onde as equações térmicas utilizam modelos matemáticos consagrados que tratam das trocas térmicas do aço durante a sua deformação no laminador, a sua condução de calor pelo cilindro de trabalho e pela água, as suas perdas de calor por radiação e por convecção para o ar atmosférico.

Com isto, pode-se determinar a temperatura máxima que o material atinge durante a deformação e as temperaturas de entrada e saída do aço em cada cadeia de laminação.

Este modelo térmico inserido no modelo termomicroestrutural resulta no denominado neste trabalho de modelo termomicroestrutural. Desta forma, o modelo termomicroestrutural pode então prever as variações térmicas, microestruturais e de tensão de escoamento média que ocorrem no aço e também à carga de laminação, durante a laminação a quente.

Todos estes modelos são desenvolvidos em planilhas de Excel, de maneira que se possa estudar de maneira *off line* as influências das variáveis microestruturais e operacionais na laminação a quente dos aços.

2 MATERIAL E MÉTODOS

2.1 Modelo Microestrutural

O modelo microestrutural será usado para o cálculo da carga de laminação, tamanho de grão da austenita e ferrita, fração de recristalização e tensão de



escoamento média, considerando as recristalizações estáticas e dinâmicas, a deformação redundante e o encruamento do material em todas as cadeiras de laminação. Para isso foram utilizadas equações geométricas, como:

Grau de Redução (r), Deformação efetiva do material (ϵ), Tempo de aplicação da deformação (t), Distância angular (α), Taxa de deformação em cada passe ($\dot{\epsilon}$) Deformação redundante do material (ϵ_r), Velocidade de saída da tira (v_r) e Cálculo do Tempo entre Passes no Laminador de Tiras a Quente (LTQ) (t_{ip}).

A equação de Misaka passou a ser utilizada por alguns autores para prever a tensão de escoamento média (TEM) dos aços em função da temperatura e teor de carbono,^(5,7) Equação 1. Porém, para se levar em consideração outros elementos de liga e também não somente a ocorrência de completa recristalização estática entre passes, mas também a recristalização dinâmica foi necessário fazer melhoramentos na sua equação, como a inclusão do teor de manganês para o caso de aços ao carbono, Equação 2. As equações serão mostradas a seguir:^(2,3,5,8)

$$TEM_{MK} = 1,15.9,8 \exp \left[0,126 - 1,75[C] + 0,594[C]^2 + \frac{2851 + 2968[C] - 1120[C]^2}{T} \right] \cdot \epsilon^{0,21} \cdot \dot{\epsilon}^{0,13} \quad (1)$$

Sendo:

TEM_{MK} a tensão de escoamento média de Misaka (kgf/mm^2), T a temperatura (K) $[C]$ o teor de carbono no aço.

$$TEM_{Cor}^{Carb} = TEM_{MK} \cdot \{0,768 + 0,137 \cdot [Mn]\} \quad (2)$$

Em que TEM_{Cor}^{Carb} é a tensão de escoamento média de Misaka corrigida para aços ao Carbono. A faixa de concentração de manganês estudada foi de 0,27 a 1,08%.

De posse da tensão de escoamento média, pode-se então utilizar diferentes modelos para cálculo da carga de laminação (P). No caso da laminação a quente, o modelo de carga mais utilizado é o de Sims⁽⁶⁾ e que também foi utilizado neste trabalho.

$$P = TEM_{Mod} \cdot W \cdot \sqrt{R' \cdot (h_1 - h_2)} \cdot Q \quad (3)$$

Sendo P a força aplicada ao cilindro de trabalho em toneladas, Q um fator geométrico, Equação 4. Esse fator é função do grau de redução (r), espessura de saída da tira (h_2) e do ângulo neutro (hn).

$$Q = \frac{1}{2} \cdot \sqrt{\frac{1-r}{r}} \cdot \left\{ \pi \cdot \tan^{-1} \left(\sqrt{\frac{r}{1-r}} \right) - \sqrt{\frac{R'}{h_2}} \cdot \ln \left[\left(\frac{hn}{h_2} \right)^2 \cdot (1-r) \right] \right\} - \frac{\pi}{4} \quad (4)$$

O cálculo do tamanho de grão da austenita e de ferrita é dependente do tamanho de grão da cadeira anterior, do tipo de recristalização que esta ocorrendo no momento e da deformação.

A determinação o tipo de recristalização é feita através da comparação entre a deformação acumulada e a deformação crítica (ϵ_c). A deformação crítica corresponde ao valor limite para a ocorrência de recristalização dinâmica. Já a deformação acumulada é determinada pela deformação causada durante o passe



mais a fração remanescente do passe anterior, caso a recristalização não seja completa.

São usadas equações cinéticas de Hodgson para o cálculo da fração de recristalização estática (X) e dinâmica (X_{din}) e do tempo para se alcançar 50% da fração de recristalização de cada tipo de recristalização ($t_{0,5}$).

Para a fração de recristalização estática, temos:

$$X = 1 - \exp\left[-0,693\left(\frac{t_{ip}}{t_{0,5}}\right)\right] \quad (5)$$

$$t_{0,5} = 2,3 \cdot 10^{-15} \cdot \varepsilon^{-2,5} \cdot d_0^2 \cdot \exp\left(\frac{230000}{R.T}\right) \quad (6)$$

Já para a fração de recristalização dinâmica, temos:

$$X_{din} = 1 - \exp\left[-0,693\left(\frac{t_{ip}}{t_{0,5}}\right)^{1,5}\right] \quad (7)$$

$$t_{0,5} = 0,4 \cdot Z^{-0,8} \cdot \exp\left(\frac{240000}{R.T}\right) \quad (8)$$

Sendo d_0 o tamanho de grão da austenita inicial e Z o parâmetro de Zener-Hollomon.

Para se determinar o tamanho de grão da austenita que entrará no passe seguinte, deve-se primeiro calcular qual seria o tamanho de grão dela totalmente ou parcialmente recristalizada. Certamente o tamanho de grão dependerá do tipo de recristalização que esteja ocorrendo no momento. As equações que descrevem o tamanho de grão da austenita após completa recristalização estática ou dinâmica estão representadas na Tabela 1, e na Tabela 2 estão as equações que descrevem o tamanho de grão final da austenita após recristalização completa em função do tempo.

Tabela 1. Equações para o tamanho de grão da austenita após completa recristalização estática e dinâmica

Tipo de recristalização	Equação
Estática	$d_{rec} = 2,6 \cdot 10^4 \cdot Z^{-0,23} \quad (9)$
Dinâmica	$d_{rec} = 343 \cdot d_0^{0,4} \cdot \varepsilon^{-0,5} \cdot \exp\left(-\frac{45000}{R.T}\right) \quad (10)$

Tabela 2. Equações para o tamanho de grão final da austenita após recristalização completa em função do tempo

Tipo de recristalização	Tempo	Equações
Estática	$t < 1$ s	$d^2 = d_{rec}^2 + 4,0 \cdot 10^7 \cdot (t_{ip} - 4,32 \cdot t_{0,5}) \cdot \exp\left(-\frac{113000}{R.T}\right) \quad (11)$
	$t > 1$ s	$d^7 = d_{rec}^7 + 1,5 \cdot 10^{27} \cdot (t_{ip} - 4,32 \cdot t_{0,5}) \cdot \exp\left(-\frac{400000}{R.T}\right) \quad (12)$
Dinâmica	$t < 1$ s	$d^2 = d_{rec}^2 + 1,2 \cdot 10^7 \cdot (t_{ip} - 2,65 \cdot t_{0,5}) \cdot \exp\left(-\frac{113000}{R.T}\right) \quad (13)$
	$t > 1$ s	$d^7 = d_{rec}^7 + 8,2 \cdot 10^{25} \cdot (t_{ip} - 2,65 \cdot t_{0,5}) \cdot \exp\left(-\frac{400000}{R.T}\right) \quad (14)$

O cálculo do tamanho de grão da ferrita é fortemente influenciado pelo tamanho de grão da austenita, pela taxa de resfriamento após o último passe (\dot{T}) e também pela deformação residual final contida no aço⁽⁹⁾. As equações utilizadas foram



desenvolvidas por Sellars e Beynom^(5, 8). O equacionamento consiste primeiro em se calcular o tamanho de grão da ferrita sem deformação residual (d_{rec}^{α}) levando-se em consideração somente a taxa de resfriamento e o tamanho de grão final da austenita. Em seguida calcula-se o tamanho de grão final da ferrita no aço, levando-se em consideração a deformação residual contida no mesmo (d_{α}), Tabela 3.

Tabela 3. Equações para o calculo do tamanho de grão da ferrita

	Equações
Ferrita recristalizada.	$d_{rec}^{\alpha} = a + b \cdot T^{\bullet -1/2} + g \left[1 - \exp(-1,5 \cdot 10^{-2} \cdot d) \right]$ (15)
Tamanho de grão final da ferrita.	$d_{\alpha} = d_{rec}^{\alpha} \cdot \left(1 - 0,45 \cdot \varepsilon_a^{1/2} \right)$ (16)

As constantes a, b e g são dependentes do tipo de material, nesse caso para aço carbono, temos: a = 1,4; b = 5,0; g = 22.

2.2 Modelo Térmico

O modelo térmico foi desenvolvido de acordo com o balanço térmico da Tabela 4.⁽¹⁰⁾

Tabela 4. Balanço térmico considerado pelo modelo durante o processo de laminação

Calor gerado durante a deformação	Resfriamento do material
Calor gerado durante a deformação plástica	Perda de calor por condução para o cilindro de trabalho
	Perda de calor por radiação
	Perda de calor pelo ar
	Perda de calor pela água

A variação da temperatura gerada durante a deformação plástica no passe foi determinada pela equação (17).^(10,11)

$$\Delta T_{DEF} = \frac{1}{Atd} \cdot \frac{\varepsilon_t \cdot P}{W \cdot ld \cdot \rho_{aço} \cdot c_{aço}} \quad (17)$$

Em que ΔT_{DEF} é a variação da temperatura devido a deformação plástica, Atd é o equivalente térmico da deformação, ld o comprimento do arco de contato, $\rho_{aço}$ é a massa específica do aço, $C_{aço}$ o calor específico do aço, ε_t a deformação total, P a força de laminação e W a largura média do material.

A perda de calor por condução do material para o cilindro de trabalho durante a laminação foi determinada por Seredynsky^(10,12) de acordo com a Equação 18.

$$\Delta T_{CIL} = 60 \cdot f_c \cdot \sqrt{\frac{r}{h_1 \cdot R}} \cdot \frac{T - T_{cil}}{(1-r) \cdot \pi \cdot \rho \cdot C \cdot U} \quad (18)$$

Sendo ΔT_{CIL} a variação da temperatura devido a condução de calor para o cilindro de trabalho, f_c o fator de condução de calor do cilindro ($44 \cdot 10^3$ J/m²/s/°C), ρ a densidade do material, C o calor específico do material, U a rotação do cilindro (rpm) r o grau de redução do material, h1 a espessura inicial do material (mm), R o raio do

cilindro de trabalho (mm), T a temperatura do material (°C) e T_{cil} a temperatura do cilindro (°C).

A perda de calor por radiação foi determinada usando a Equação 19.^(10,11)

$$\Delta T_{RAD} = \frac{2 \cdot \epsilon_m \cdot \sigma_{SB} \cdot \theta_s^4 \cdot t_{ip}}{\rho_{aço} \cdot c_{aço} \cdot h_2} \quad (19)$$

Em que ΔT_{RAD} é a variação de temperatura devido a perda de calor por radiação, θ_s a temperatura em Kelvin, σ_{ss} a constante de Stefan-Boltzmann ($1,356 \cdot 10^{-12}$ cal/cm².s.K⁴) e ϵ_m a emissividade do aço ($\epsilon_m=0,8$).

A diminuição de temperatura devido à perda de calor por convecção do ar é determinada pela Equação 20.^(10,11)

$$\Delta T_{AR} = (T - T_{AR}) \cdot \left(1 - e^{-\frac{2 \cdot \alpha_{ar} \cdot t_{ip}}{\rho_{aço} \cdot c_{aço} \cdot h_2}}\right) \quad (20)$$

$$\alpha_{ar} = 0,0284 \cdot \lambda_{ar} \cdot \left(\frac{\rho_{ar}}{\mu_{ar}}\right)^{0,8} \cdot \frac{V_e^{0,8}}{W^{0,2}} \quad (21)$$

Em que ΔT_{RAD} corresponde a variação da temperatura devido a perda de calor por convecção, λ_{ar} a condutividade térmica do ar, ρ_{ar} é a massa específica do ar e μ_{ar} a viscosidade do ar.

A queda da temperatura devido ao sprays de água é determinada pela Equação 22.^(10,11)

$$\Delta T_{AGUA} = \frac{4 \cdot \lambda_{aço} \cdot (T_e - T_{agua})}{b_3} \sqrt{\frac{t_{agua}}{\pi}} \quad (22)$$

Em que ΔT_{AGUA} é a variação da temperatura devido a condução de calor pela ação da água, T_e é a temperatura do material na entrada do passe (°C), T_{agua} a temperatura da água (°C), t_{agua} o tempo de contato da água com o material (s), $\lambda_{aço}$ a condutividade térmica do aço (cal/cm.s.°C) e b_3 a efusividade térmica.

Em posse de todas as equações consideradas no balanço térmico, foi desenvolvido um modelo que calcula a temperatura de saída do material em cada passe do laminador. A queda da temperatura global entre a entrada em uma cadeira e a entrada na cadeira de laminação seguinte é determinada pela Equação 23.⁽¹⁰⁾

$$\Delta T_{TOTAL} = \Delta T_{DEF} - \Delta T_{AGUA} - \Delta T_{CIL} - \Delta T_{RAD} - \Delta T_{AR} \quad (23)$$

3 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Os dados de entrada foram obtidos por Siciliano,⁽⁴⁾ a composição química do aço (Tabela 4), e parâmetros operacionais das cadeiras de laminação (Tabela 5).

Tabela 4. Composição química⁽⁴⁾

%C	%Mn	%Si	%P	%Al
0,10	1,08	0,06	0,017	0,02



Tabela 5. Parâmetros operacionais⁽⁴⁾

Aço C-Mn						
Passe	Diâmetro do Cilindro (mm)	Velocidade do Cilindro (RPM)	Largura da placa (mm)	Espessura (mm)	Temperatura (°C)	Carga de Laminação (ton)
				30,60		
F1	787	33,9	1264	17,33	987	2157
F2	782	54,5	1264	10,79	951	2223
F3	761	79,2	1264	7,42	915	2116
F4	729	119	1264	5,1	907	1691
F5	726	147,1	1264	3,90	896	1357
F6	751	167,2	1264	3,14	884	1264
F7	755	172,0	1264	2,61	872	1627

Os dados da Tabela 6 representam os valores da fração de recristalização estática e dinâmica, o tamanho do grão de austenita recristalizada e o seu tamanho final, o tempo entre o passe de laminação, a deformação total, a sua taxa de deformação e a taxa de deformação total acumulada em cada passe.

Pode ser observado na Tabela 6 que nas cadeiras F1 e F2 ocorreram a recristalização dinâmica e nas demais a recristalização foi estática. Esse fenômeno ocorre quando a deformação acumulada é maior que a deformação crítica. É importante ressaltar que a deformação acumulada depende da fração de recristalização, ou seja, quanto maior a fração de recristalização menor será a deformação acumulada.

Os principais fatores que influenciam no tamanho de grão da austenita são a temperatura a fração de recristalização e o tipo de recristalização em cada passe. Pode ser visto na Tabela 6 que a recristalização dinâmica promove uma maior redução no tamanho de grão da austenita. Isso demonstra que o modelo termomicroestrutural desenvolvido esta de acordo com a literatura.

Tabela 6. Resultados obtidos pelo modelo termomicroestrutural

Cadeira	X	X _{din}	d _{rec} (µm)	ε _a	ε _c	$\dot{\epsilon}$	$\dot{\epsilon}_a$
F1	1	0.2067	19.63	0.7020	0.45263	12.852	13.7418
F2	1	0.1370	13.94	0.5786	0.39038	24.831	26.2593
F3	1	0	17.94	0.4547	0.45817	40.116	42.1910
F4	0.9915	0	18.61	0.4517	0.54902	71.765	74.8827
F5	0.8130	0	19.86	0.3268	0.57718	90.773	95.7526
F6	0.6634	0	16.98	0.3213	0.59699	110.590	141.9726
F7	0.5733	0	14.12	0.3292	0.60779	127.077	195.9614

Na Figura 1 está representado o tamanho de grão final da austenita em cada cadeira de laminação obtido pelo modelo termomicroestrutural. Pode-se observar que houve um pronunciado crescimento no tamanho de grão da austenita, como pode ser observado na cadeira 3. Isso indica o fim da recristalização dinâmica.

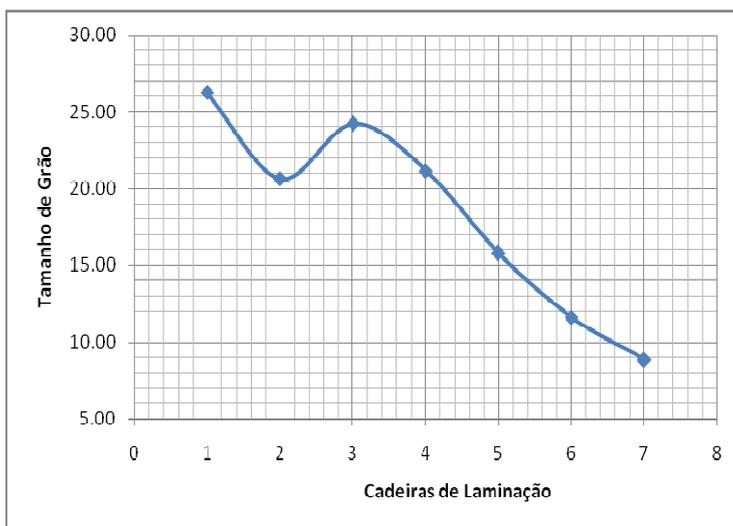


Figura 1. Tamanho de grão da austenita final em cada cadeira de laminação.

O cálculo da carga de laminação obtida pelo modelo esta representada pela Tabela 7. Essa carga de laminação é calculada a partir da equação da tensão de escoamento média de Misaka corrigida.

A carga de laminação é calculada a partir da tensão de escoamento média de Misaka corrigida para aços ao carbono, dessa forma o modelo leva em consideração o teor desse elemento para o cálculo da carga (Tabela 7). Além disso, é considerado o tipo de recristalização, a taxa de deformação e deformação e temperatura em cada passe. Pode-se observar que a carga de laminação estimada pelo modelo apresenta uma boa concordância com os dados obtidos na literatura.

Tabela 7. Resultados das tensões de escoamento médias de Misaka (TEM), de Misaka corrigida e da carga de laminação de Sims obtido pelo modelo microestrutural

Cadeira	Q	TEM (MPa)	TEMcor (MPa)	Carga modelo (ton)	Dados Industriais (ton)
F1	1.5241	169.8	155.5	2219.9	2157
F2	1.7039	190.8	174.8	1991.5	2223
F3	1.8221	208.5	191.0	1692.7	2116
F4	2.0317	228.4	209.2	1692.2	1691
F5	2.0638	225.3	206.4	1254.2	1357
F6	2.1583	233.0	213.5	1139.7	1264
F7	2.3217	241.6	221.3	1160.8	1627

O tamanho de grão da ferrita recristalizada, o tamanho da ferrita final, e a taxa de resfriamento da ultima cadeira estão representadas na Tabela 8.

Tabela 8. Tamanho de grão da austenita e da ferrita na ultima cadeira

d_{rec} (μm)	d (μm)	Taxa de resfriamento ($^{\circ}C/s$)	d_{rec}^{α} (μm)	d_{α} (μm)
14.12	8.84	29.421	5	3.75

A comparação entre a temperatura de laminação⁽⁴⁾ e a temperatura obtida pelo modelo termomicroestrutural esta representada na Figura 2. Pode-se observar que houve uma considerável concordância com os dados obtidos na literatura.

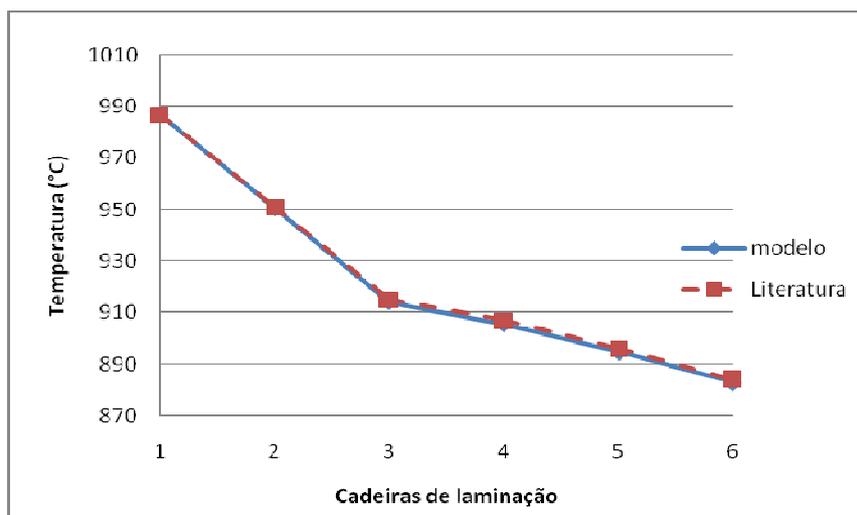


Figura 2. Comparação entre a temperaturra calculada pelo modelo e a temperatura real.

5 CONCLUSÃO

O modelo termomicroestrutural calcula a força de laminação, temperatura para cada cadeira de laminação e também outras variáveis do processo, como fração de recristalização estática, dinâmica, tempo entre passes, velocidade de saída do material, deformação, taxa de deformação entre outras, sem haver a necessidade de se fornecer dados de força e de temperatura por parte da indústria.

O modelo termomicroestrutural apresentou boa concordância com os resultados de força de laminação quando comparados com os resultados obtidos pela literatura. Portanto, o modelo termomicroestrutural pode ser utilizado para obter a tensão de escoamento média do aço, e esta pode ser utilizada no cálculo da força de laminação.

O modelo mostrou-se adequado para a laminação de tiras a quente. Desta forma, ele pode ser utilizado para prever as temperaturas do aço durante a laminação de tiras a quente, e essas informações podem ser utilizadas em outros modelos de simulação como modelos microestruturais.

O acompanhamento do tamanho de grão da austenita ao longo das cadeiras de laminação mostrou ser um bom identificador para se determinar o fim da recristalização dinâmica, pois neste caso o seu tamanho de grão cresce significativamente para depois diminuir. Esse acompanhamento no tamanho de grão também pode identificar a ocorrência de acúmulo de deformação residual pela mudança na inclinação da curva. Portanto, o fim ou surgimento de recristalização dinâmica e o acúmulo de deformação residual pode servir também de indicativo de distúrbio no tamanho de grão do material.

Agradecimentos

Ao Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia do Espírito Santo – Ifes, pelo apoio na execução deste trabalho.

REFERÊNCIAS

- MISAKA, Y., YOSHIMOTO, Y. (1967-8). Formularization of mean resistance to deformation of plain carbon steels at elevated temperature, Journal of The Japan Soc. Tec. Plasticity, 8(79), 414-422



- 2 MACHADO, M. L. P. ; DENTI FILHO, J. ; FAGUNDES JR., J. . A thermomicrostructural model for simulation disturbances in a hot strip mill and its effect in steel properties, roll force and exit strip thickness. Latin American Journal of Solids and Structures, v. 4, p. 331-348, 2007
- 3 MACHADO, M. L. P. ; DENTI FILHO, J. ; FAGUNDES JR., J. . A thermomicrostructural model for simulation disturbances in a hot strip mill and its effect in steel properties, roll force and exit strip thickness. In: XXVI Iberian Latin-American Congress on Computational Methods in Engineering CILAMCE 2005 Brazilian Assoc. for Comp. Mechanics (ABMEC) & Latin American Assoc. of Comp. Methods in Engineering (AMC), 2005, Guarapari-ES. Anais do XXVI Iberian Latin-American Congress on Computational Methods in Engineering CILAMCE 2005, 2005
- 4 SICILIANO, F., MINAMI, K., MACCAGNO, T.M & JONAS, J.J., Mathematical modeling of the mean flow stress, fractional softening and grain size during the hot strip rolling of C-Mn steels, ISIJ International, 36(12), 1996, 1500-1506.
- 5 SICILIANO, F., JONAS, J.J., Mathematical modeling of hot strip rolling of microalloyed Nb, multiply-alloyed Cr-Mo, and plain C-Mn steels, Metallurgical and Materials Transactions A, 31A, 2000, 511-530.
- 6 SIMS, R.B., The calculation of roll force and torque in hot rolling, Proc. of the Institution of Mechanical Engineers, No.168, 1954, 191-200.
- 7 MACCAGNO, T.M., JONAS, J.J., YUE, S., MCCRADY, B.J., SLOBODIAN, R. and DEEKS, D., Determination of recrystallization stop temperature from rolling mill logs and comparison with laboratory simulation results, ISIJ International, 34(12), 1996, 917-922.
- 8 SICILIANO, F., Mathematical modeling of the hot strip rolling of Nb microalloyed steels (Montreal, Canada: Ph.D. Thesis, McGill University, 1999).
- 9 HODGSON, P.D. and GIBBS, R.K., A mathematical model to predict the mechanical properties of hot rolled C-Mn and microalloyed steels, ISIJ International, 32(12), 1992, 1329-1338.
- 10 MACHADO, M. L. P.: 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. 2005. 381. Tese – UFES. Vitória. ES. 15/7/2005.
- 11 RONALDO, L.P., EIDER, A.S., OZIRIS, O.F., Laminação dos aços – Tópicos avançados (São Paulo: ABM; 1984).
- 12 SEREDYNSKY, Prediction of Plate Cooling During Rolling Mill Operation, Journal of the Iron and Steel Institute, March 1973, 197-203pp.