

LOCALIZAÇÃO PRECISA DO PONTO DE RECRISTALIZAÇÃO DINÂMICA DA AUSTENITA NA ZONA DE DEFORMAÇÃO E SEU EFEITO NA RESISTÊNCIA À LAMINAÇÃO A QUENTE DOS AÇOS

Antonio Augusto Gorni ¹
José Herbert Dolabela da Silveira ²

Resumo

É proposta neste trabalho uma nova metodologia para o cálculo da resistência média à deformação de aços em processos de laminação a quente. Sua principal característica é a determinação do ponto preciso no arco de contato onde ocorre recristalização dinâmica da austenita em função da evolução da taxa de deformação. Esta nova abordagem, ao ser aplicada ao trem acabador de um laminador de tiras a quente, permitiu uma melhoria de precisão da ordem de 12% nos valores calculados de resistência à deformação a quente em relação aos obtidos a partir de modelos matemáticos convencionais de evolução microestrutural, onde se assume apenas um valor médio de taxa de deformação.

Palavras-chave: Deformação a quente; Laminação de tiras a quente; Recristalização dinâmica; Arco de contato.

PRECISE LOCALISATION OF THE POINT OF AUSTENITE DYNAMIC RECRYSTALLIZATION IN THE ROLL BITE AND ITS EFFECT ON HOT ROLLING STRENGTH

Abstract

It is proposed in this work a new methodology for the calculation of hot strength of steels during rolling. The main feature of this algorithm is the determination of the precise point in the roll bite where the austenite undergoes dynamic recrystallization considering the evolution of strain rate. This new approach, which was applied to the finishing train of a hot strip mill, allowed a precision improvement of about 12% in the hot strength calculated values in relation to those computed using conventional microstructural evolution models, which assume only an average value for strain rate.

Key words: Hot strength; Hot strip rolling; Dynamic recrystallization; Roll bite.

I INTRODUÇÃO

Virtualmente todos os modelos matemáticos para determinação da evolução do tamanho de grão austenítico e da resistência à deformação a quente dos aços ao longo da laminação a quente consideram que a velocidade de deformação aplicada permanece constante ao longo da deformação.⁽¹⁾ Essa hipótese simplifica muito a execução das experiências que se fazem necessárias para a formulação dos modelos e a análise de seus resultados. Os modelos matemáticos de evolução microestrutural assim obtidos têm sido aplicados na prática com bastante sucesso,^(1,2) inclusive para as condições específicas da laminação de tiras a quente da Cosipa.⁽³⁾

Contudo, uma análise básica do processo de laminação mostra que essa hipótese não é rigorosamente correta: a velocidade de deformação aplicada ao longo de um passe varia ao longo do período em que o material sob conformação permanece em

contato com os cilindros.^(4,5) Essa circunstância é particularmente importante para a definição da evolução microestrutural da austenita, já que o grau mínimo de deformação ϵ_c que deflagra seu processo de recristalização dinâmica pode ser calculado a partir da velocidade de deformação, do tamanho de grão inicial do material e do parâmetro de Zener-Hollomon – por exemplo, conforme a metodologia proposta por Siciliano Jr. et al.⁽²⁾

Por esse motivo, decidiu-se incluir num modelo de evolução microestrutural já existente^(2,3) o efeito da variação na velocidade de deformação quando o esboço está sendo submetido à deformação no arco de contato.

¹Membro da ABM. Engenheiro de Materiais, M. Eng., Dr. Eng., Analista de Processos da Gerência de Suporte Técnico da Laminação a Quente, Companhia Siderúrgica Paulista – Cosipa, Estrada de Piaçaguera km 6, Cubatão SP, 11573-900. E-Mail: gorni@cosipa.com.br

²Membro da ABM. Engenheiro Metalurgista, M. Eng., M.B.A., Gerente de Suporte Técnico da Laminação a Quente, Companhia Siderúrgica Paulista – Cosipa, Estrada de Piaçaguera km 6, Cubatão SP, 11573-900. E-Mail: herbert@cosipa.com.br.

A Figura 1 mostra as condições geométricas envolvidas durante a laminação de uma chapa. Como se pode observar, a deformação total ε é aplicada progressivamente ao longo do comprimento do arco de contato l_d durante um intervalo de tempo Δt . O grau de deformação aplicado ponto a ponto ao longo do arco de contato, $r(x)$, pode ser expresso pela fórmula:

$$r(x) = 1 - \frac{h(x)}{h_f} = 1 - \frac{h_f}{h_i} - \frac{D}{h_i} \left\{ 1 - \cos \left[\sqrt{\frac{\Delta h}{R}} - (1-x) \right] \right\} \quad (1)$$

onde x é uma variável fracionária adimensional correspondente à posição considerada no arco de contato, a qual assume valor zero no ponto de entrada do esboço e varia linearmente até atingir valor unitário no seu ponto de saída; h_i e h_f são, respectivamente, as espessuras de entrada e de saída do esboço (mm); $h(x)$ é a espessura do esboço no ponto x (mm); Δh é a diferença entre h_i e h_f (mm); D é o diâmetro dos cilindros de trabalho (mm) e R o seu raio (mm).

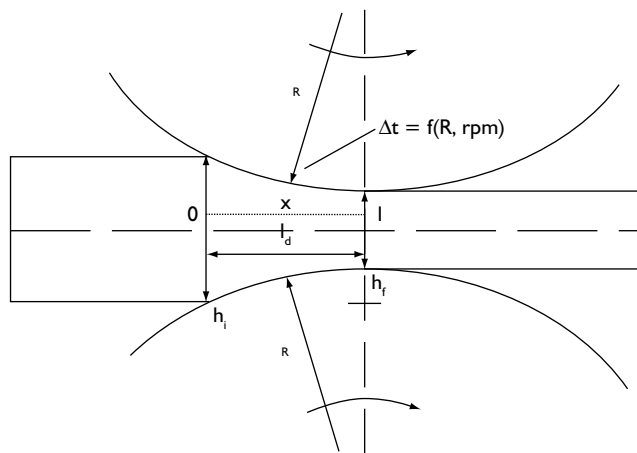


Figura 1. Relações geométricas básicas do processo de laminação de chapas. Legendas: h_i : espessura do laminado na entrada do arco de contato; h_f : espessura do laminado na saída do arco de contato; l_d : comprimento do arco de contato; Δt : intervalo de tempo considerado; R : raio do cilindro de trabalho; e rpm : velocidade do cilindro de trabalho em rotações por minuto.⁽²⁾

A evolução da velocidade de deformação ao longo do arco de contato é mais complexa, pois depende das condições de atrito entre o esboço e os cilindros de trabalho. Quando se assume atrito por agarramento – situação típica da laminação a quente – a velocidade de deslocamento do material dentro do arco de contato é igual à velocidade periférica dos cilindros de trabalho. Já sob as condições do atrito por deslizamento assume-se que a velocidade do material dentro do arco de contato é crescente, sendo inferior à velocidade periférica dos cilindros no ponto de entrada e superior à ela em sua saída; neste caso, as velocidades do material e cilindros se equalizam no chamado ponto neutro.⁽⁵⁾

Estes diferentes padrões de velocidade do esboço se refletem na evolução dos valores de velocidade de deformação ao longo do arco de contato $\dot{\varepsilon}(x)$, cujas equações para cálculo estão mostradas nas Equações 2 e 3,⁽⁵⁾ respectivamente para atrito por agarramento:

$$\dot{\varepsilon}(x) = 2 v \frac{\text{sen } \alpha}{h_f + D(1 - \cos \alpha)} \quad (2)$$

e para atrito por deslizamento:

$$\dot{\varepsilon}(x) = \frac{2 v}{\sqrt{R h_i}} \frac{(4 - 3 r_p)(1 - r_p) \sqrt{r_p - r(x)}}{(2 - r_p) [1 - r(x)]^2} \quad (3)$$

onde v é a velocidade periférica dos cilindros de trabalho (rpm), r_p é a redução total aplicada no passe em questão e α é o ângulo no arco de contato correspondente à posição x .

A partir das equações apresentadas até o momento pode-se agora prever em que ponto do arco do contato deverá ocorrer a condição propícia para a deflagração da recristalização dinâmica. Os gráficos das Figuras 2a,b mostram a evolução dos valores de grau e velocidade de deformação aplicados ao longo do arco de contato, juntamente com o correspondente grau crítico de deformação necessário para a deflagração da recristalização dinâmica, para condições de processo típicas da cadeira F1 do trem acabador do laminador de tiras a quente. Foram consideradas as condições de atrito por agarramento e por deslizamento, conforme se pode observar respectivamente nas Figuras 2a,b.

Como seria de se esperar, a evolução do grau de deformação aplicado foi crescente para as duas condições de atrito. Contudo, a evolução da velocidade de deformação foi diferente conforme o tipo de atrito considerado: no caso de agarramento ela foi continuamente decrescente, enquanto que no atrito por deslizamento observou-se um máximo para esse parâmetro. O ponto no arco de contato onde ocorre recristalização dinâmica é determinado pela intersecção entre as curvas que mostram o grau de deformação aplicado ao material (Equação 1) e o grau crítico de deformação necessário para o início da recristalização dinâmica. Constatou-se que essa posição no arco de contato foi similar para ambos os casos, conforme mostram as Figuras 2a,b: 44% e 41%, respectivamente para atrito por agarramento e por deslizamento.

A partir do conhecimento do ponto preciso no arco de contato onde ocorre a recristalização dinâmica é possível calcular a resistência média à deformação a quente $\bar{\sigma}$ correspondente ao passe de laminação. Primeiramente se determina a seqüência de valores “instantâneos” de σ_i ao longo do arco de contato, o que pode ser feito usando-se uma equação empírica apropriada – por exemplo, Misaka.⁽²⁾ Note-se, contudo, que este modelo foi originalmente desenvolvido para o cálculo da resistência média à deformação a quente $\bar{\sigma}$. Logo, é necessário convertê-lo para o cálculo da resistência “instantânea” à deformação a quente σ'_i :

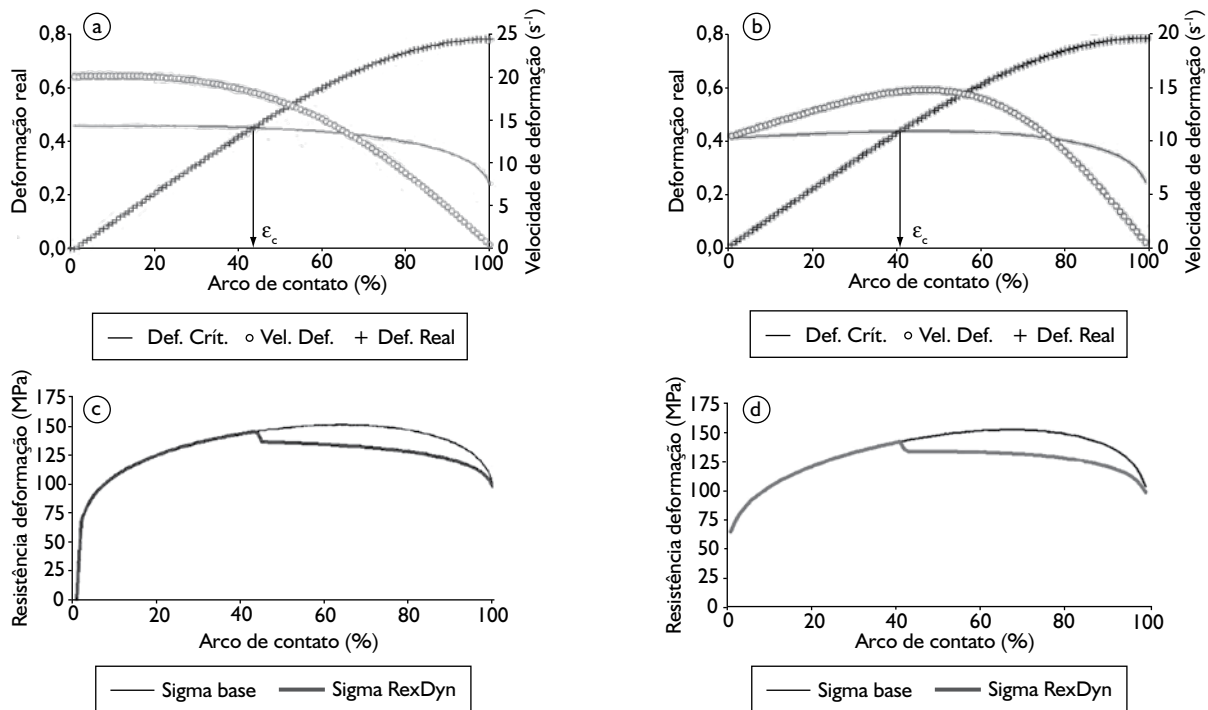


Figura 2. Evolução ao longo do arco de contato do grau e velocidade de deformação aplicados, além do grau crítico de deformação para deflagração da recristalização dinâmica da austenita, para atrito por a) agarramento; e b) deslizamento. Evolução dos valores de resistência à deformação a quente ao longo do arco de contato para atrito por c) agarramento; e d) deslizamento. Cálculos efetuados assumindo-se condições de processo típicas para a cadeia FI do trem acabador de um laminador de tiras a quente laminando aço SAE 1020: temperatura de 1.000°C, grau de deformação real de 0,78 e velocidade média de deformação igual a 15 s⁻¹. Legenda: DefReal: deformação real; DefCrit ou ϵ_c : deformação crítica; VelDef: velocidade de deformação; Sigma Base: resistência à deformação a quente calculada sem levar em conta a recristalização dinâmica; e Sigma Rex Dyn: idem, levando em conta a recristalização dinâmica.

$$\sigma'_i = \frac{d(\sigma_{\text{Misaka}} \epsilon)}{d\epsilon} = 1,21 \sigma_{\text{Misaka}} \quad (4)$$

Note-se, contudo, que esta equação não leva em conta a ocorrência de recristalização dinâmica. Logo, para graus de deformação no arco de contato acima do valor crítico que ativa esse fenômeno - o qual é calculado pela metodologia mostrada nas Figuras 2a,b - o valor de σ'_i deve ser corrigido pela metodologia proposta por Siciliano e outros⁽³⁾, através da fórmula:

$$\sigma_i = \sigma'_i (1 - X_{\text{din}}) + \sigma_{\text{ss}} X_{\text{din}} \quad (5)$$

onde σ'_i é o valor de resistência à deformação a quente calculado pela Equação 4, em (MPa); σ_{ss} é o valor de patamar da resistência à deformação a quente após a ocorrência de recristalização dinâmica; e X_{din} é o grau de amaciamento proporcionado pela recristalização dinâmica. Todos esses parâmetros podem ser calculados conforme a metodologia proposta em Siciliano et al.⁽²⁾

Obtêm-se dessa forma as curvas que podem ser vistas nos gráficos das Figuras 2c,d, respectivamente para o atrito por agarramento e deslizamento; pode-se observar que elas foram muito similares entre si. A curva grossa (Sigma Rex Dyn) corresponde aos valores de σ_i ao longo do arco de contato; pode-se verificar a ligeira queda em seu valor correspondente a graus de deformação superiores ao valor crítico que deflagra a recristalização dinâmica da austenita, um pouco além da posição correspondente a 40% do arco de contato. Já a curva fina (Sigma Base), mostrada a partir

desse ponto, foi calculada a partir da Equação 4, baseada na fórmula de Misaka, a qual não leva em conta a recristalização dinâmica. A queda observada nos valores dessas duas curvas calculados próximos ao final do arco de contato não possui causa metalúrgica; ela é devida ao acentuado declínio nos valores da velocidade de deformação que ocorre nessa região do arco de contato, como mostram os gráficos das Figuras 2a,b.

Uma vez calculado o conjunto de valores de σ_i ao longo do arco de contato deve-se calcular a resistência média à deformação a quente $\bar{\sigma}$, integrando-se numericamente essa seqüência de valores e dividindo-se o valor obtido pela deformação total aplicada no passe. Os valores de $\bar{\sigma}$ obtidos para ambas as condições mostradas na Figura 2 foram muito similares: 124 MPa para atrito por agarramento e 123 MPa para atrito por deslizamento.

Decidiu-se aplicar esta nova metodologia de cálculo para a resistência à deformação a quente associada à evolução microestrutural correspondente às condições específicas da laminação de tiras a quente da Cosipa para verificar seu real grau de avanço em relação às abordagens já disponíveis.

2 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Os dados necessários para o cálculo da resistência à deformação a quente e evolução microestrutural dos aços processados no laminador de tiras a quente da Cosipa já haviam sido obtidos num trabalho anterior.⁽³⁾ Trata-se de um conjunto com dados relativos a 15.504 bobinas a quente de aço ao carbono-manganês, incluindo-se a composição química do material processado e dados relativos a cada passe aplicado: temperatura, grau e velocidade de deformação, além do tempo entre passes.

O cálculo dos valores experimentais de resistência à deformação a quente a partir dessa massa de dados industrial foi feito através do procedimento descrito em trabalho anterior dos autores⁽³⁾ que, por sua vez, foi adaptado do algoritmo originalmente proposto por Maccagno:⁽⁶⁾

- Correção do valor da abertura entre os cilindros em função da cedagem da cadeira e do achatamento dos cilindros;
- Compensação de penetração incompleta da deformação em passes pesados;
- Cálculo do grau e velocidade de deformação;
- Cálculo da temperatura média do esboço, levando em conta a existência do inevitável perfil térmico ao longo de sua espessura; e
- Cálculo do valor de resistência média à deformação a quente $\bar{\sigma}$ a partir da carga de laminação P , usando o modelo de Sims de maneira reversa, através da fórmula:

$$\bar{\sigma} = \frac{P}{L \sqrt{R} (h_i - h_f) Q_s} \quad (6)$$

onde L é a largura do laminado (mm) e Q_s é o fator geométrico proposto por Sims.

Dessa forma, a massa de dados operacionais original foi transformada em registros contendo os valores das variáveis independentes (composição química do aço, temperatura, grau e velocidade de deformação, temperatura) e da variável dependente (resistência média à deformação a quente), associados a cada passe aplicado em todas as cadeiras do trem acabador do laminador de tiras a quente.

Foram reservados 80% da massa de dados obtida para se calcular os valores de resistência média à deformação a quente a partir das variáveis independentes (teor de C do aço, temperatura, grau e velocidade de deformação) usando-se o modelo matemático proposto por esse trabalho. Esses valores calculados foram ajustados aos valores reais de resistência média à deformação a quente, determinados conforme o procedimento descrito nos parágrafos anteriores, através de correlação linear em função dos teores de Mn e Si do aço.

O grau de precisão do modelo matemático assim ajustado foi calculado comparando-se os valores de resistência média à deformação a quente determinados por ele com os correspondentes valores reais presentes nos 20% restantes da massa de dados industrial coletada e que não foram levados em conta no ajuste anterior. O parâmetro usado para expressar a precisão do modelo foi o erro padrão da estimativa.

A separação entre os dados usados no ajuste do modelo e os aplicados na sua avaliação foi feita com o objetivo de tornar menos tendencioso o cálculo de sua performance.

3 RESULTADOS EXPERIMENTAIS E DISCUSSÃO

A Tabela I mostra os erros padrão da estimativa associados aos diversos modelos matemáticos já usados para a determinação dos valores de resistência à deformação a quente para as várias cadeiras do trem acabador da Cosipa, inclusive a metodologia proposta neste trabalho. Os valores de referência usados para o cálculo desse parâmetro estatístico correspondem aos 20% da massa de dados que foram separados para a avaliação do modelo ora proposto.

Tabela I. Valores dos erros padrão da estimativa, em MPa, obtidos em função de vários modelos usados no cálculo de resistência à deformação a quente, para cada cadeira de laminação do trem acabador do laminador de tiras a quente da Cosipa.

	F1	F2	F3	F4	F5	F6	\bar{x}
Shida	64	63	79	51	28	53	56
Siciliano	15	12	9	15	26	27	17
Atual	11	10	9	12	23	27	15

O modelo de Shida é usado pelo atual sistema de automação do trem acabador do laminador de tiras a quente da Cosipa. Como se pode observar, a precisão desse modelo foi a pior entre os modelos considerados, já que ele não leva em conta nem a ocorrência de recristalização dinâmica, nem a evolução microestrutural do esboço ao longo da laminação. O erro padrão da estimativa médio foi de 56 MPa.

Já os resultados do modelo de Siciliano, obtidos em trabalho anterior,⁽³⁾ apresentaram significativa melhoria na precisão do cálculo da resistência à deformação a quente, demonstrando efetivamente os efeitos positivos decorrentes da inclusão da recristalização dinâmica da austenita no algoritmo. O erro padrão da estimativa médio caiu para 17 MPa, ou seja, mais de 70% em relação ao modelo de Shida.

A abordagem proposta por esse trabalho, ou seja, a execução de uma análise mais detalhada sobre a ocorrência de recristalização dinâmica e seus efeitos na evolução da resistência à deformação a quente ao longo do arco de contato, representou mais um avanço no aumento da precisão do cálculo. O erro padrão da estimativa médio caiu para 15 MPa, uma melhoria de 12% em relação ao modelo de Siciliano.

A Tabela 2 mostra a porcentagem de bobinas onde se estima ter ocorrido recristalização dinâmica ao longo de sua passagem pelo trem acabador. Como se pode observar, de acordo com o modelo ora proposto, todas as bobinas a quente apresentaram recristalização dinâmica nas primeiras quatro cadeiras do trem acabador, ao contrário do previsto pelo modelo de Siciliano, onde praticamente todas passavam por recristalização dinâmica nas cadeiras F1 e F2, e só cerca de metade era afetada por ela na F3. De acordo com o modelo atual, a posição média prevista para a ocorrência de recristalização dinâmica no arco de contato situou-se em torno de 60% para a F1 e F2, deslocando-se rumo ao ponto de saída do esboço para a F3 (77%). No caso da F4 e F5 houve, em tese, a ocorrência de recristalização dinâmica, mas seu efeito na magnitude na resistência à deformação a quente foi muito pequeno, uma vez que ela ocorreu praticamente no ponto em que o material saiu do arco de contato (97% e 100%).

Tabela 2. Frações de bobinas a quente que apresentaram recristalização dinâmica ao longo do trem acabador conforme os modelos de Siciliano e o proposto neste trabalho.

		F1	F2	F3	F4	F5	F6
Siciliano	DRX (%)	93	92	53	0	0	0
Atual	DRX (%)	100	99	99	98	11	0
	Pos. Arco (%)	60	60	77	97	100	-

4 CONCLUSÕES

A análise detalhada da evolução do grau e velocidade de deformação aplicados ao esboço durante sua passagem pelo arco de contato entre os cilindros de trabalho na laminação a quente de aços permitiu uma descrição mais precisa da ocorrência da recristalização dinâmica da austenita, permitindo um cálculo mais preciso do valor da resistência à deformação a quente associado ao passe de laminação. Um estudo feito sob as condições típicas de processo

do trem acabador do laminador de tiras a quente constatou uma melhoria de 12% na precisão dos valores da resistência à deformação a quente calculados através dessa abordagem em relação aos modelos de evolução microestrutural que consideram apenas o valor médio de velocidade de deformação para o passe.

Pode-se sugerir várias medidas para se aumentar precisão do modelo matemático para cálculo da resistência à deformação a quente descrito neste trabalho. As diversas equações usadas no modelamento microestrutural adotado neste trabalho assumem velocidade de deformação constante ao longo da deformação, condição que não ocorre ao longo do arco de contato da laminação. Portanto, seria interessante a execução de ensaios laboratoriais com evolução de velocidade de deformação similar à verificada ao arco de contato para a dedução de novas equações de modelamento microestrutural mais representativas para esta nova condição. Isto é particularmente válido para se calcular a deformação crítica necessária para o início da recristalização dinâmica e para a caracterização das cinéticas de recristalização dinâmica e metadinâmica. Além disso, seria pertinente um estudo mais detalhado sobre o efeito das reais condições de atrito atuantes na laminação a quente industrial sobre a velocidade de deformação, particularmente sobre o escorregamento a vante (*forward slip*). Também são recomendáveis testes com outras equações para o cálculo básico da resistência à deformação a quente, além da proposta por Misaka.

REFERÊNCIAS

- GINZBURG, V.B. Basic principles of modeling in metallurgical design of flat-rolled steel products. In: AISE ANNUAL CONVENTION, 2003, Pittsburgh. **Proceedings...** [S.l.]: Association of the Iron and Steel Engineers, 2003. p. 1-42.
- SICILIANO JR., 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 CMn steels. **ISIJ International**, v. 36, n. 12, p. 1500-6, Dec. 1996.
- GORNI, A.A.; VALLIM, P.S.S. Efeito da recristalização dinâmica na resistência à deformação de aços processados no laminador de tiras a quente. In: SEMINÁRIO DE LAMINAÇÃO – PROCESSOS E PRODUTOS LAMINADOS E REVESTIDOS, 40., 2003, Vitória, ES. **Anais...** São Paulo: ABM, 2003. p. 235-43.
- POLIAK, E.I.; JONAS, J.J. Critical strain for dynamic recrystallization in variable strain rate hot deformation. **ISIJ International**, v. 43, n. 5, p. 692-700, May 2003.
- HELMAN, H.; CETLIN, P.R. **Fundamentos da conformação dos metais**. São Paulo: Artliber, 2005.
- MACCAGNO, T.M.; JONAS, J.J.; YUE, S.; McCRADY, B.J.; SLOBODIAN, R.; DEEKS, D. Determination of recrystallization stop temperature from rolling mill logs and comparison with laboratory simulation results. **ISIJ International**, v. 34, n. 11, p. 917-22, Nov. 1994.

Recebido em: 04/12/07

Aceito em: 16/05/08

Proveniente de: SEMINÁRIO DE LAMINAÇÃO – PROCESSOS E PRODUTOS LAMINADOS E REVESTIDOS, 44., 2007, Campos do Jordão, SP. São Paulo: ABM, 2007.