

RESUMO DOS MODELOS MICROESTRUTURAIS APLICADOS À LAMINAÇÃO A QUENTE DE PRODUTOS LONGOS¹

Mariana Valinhos Barcelos²
Marcelo Lucas Pereira Machado³
Jéveson Batista dos Santos⁴

Resumo

Este trabalho visa estudar os modelos microestruturais disponíveis na literatura para o modelamento aplicado na laminação a quente de produtos longos, pois devido à necessidade de maior controle das propriedades metalúrgicas e microestruturais durante a laminação de aços longos, e de reduzir os custos operacionais, como amostragem, é cada vez mais necessário o uso de modelos matemáticos microestruturais nas usinas siderúrgicas. A princípio foi realizada uma pesquisa dos estudos disponíveis na literatura e selecionados pesquisas de alguns produtos específicos, como perfis, barras redondas e/ou fio máquina e tubos sem costura. Em seguida, com objetivo de facilitar futuros estudos e pesquisas foi realizado um resumo das principais técnicas e equações aplicadas, bem como do resultado obtido.

Palavras-chave: Laminação; Modelamento matemático; Produtos longos.

ANALYSIS OF MICROSTRUCTURAL MODELS APPLIED TO HOT ROLLING MILL FOR LONG PRODUCTS

Abstract

This work show a study of the microstructural models available in literature for modeling applied to the hot rolling of long products, as by the need for greater control of metallurgical properties and microstructure during the rolling of long steel, and reduces operating costs, as sampling, it is increasingly necessary to use microstructural mathematical models in steel mills. Initially was conducted an overview of the available studies and selected studies of some products, such as sections, round bars and/or rod and seamless tubes. Then, with the aim of facilitating future studies and research was carried out a summary of the main techniques and equations apply as well as its outcome.

Key words: Rolling mill; Mathematical modeling; Long products.

¹ Contribuição técnica ao 47º Seminário de Laminação – Processos e Produtos Laminados e Revestidos, 26 a 29 de outubro de 2010, Belo Horizonte, MG.

² Estudante do curso de mestrado acadêmico do programa de pós-graduação em Engenharia Metalúrgica e de Materiais do IFES.

³ Professor Doutor do curso de mestrado acadêmico do programa de pós-graduação em Engenharia Metalúrgica e de Materiais do IFES.

⁴ Engenheiro Metalurgista (ArcelorMittal Cariacica).

1 INTRODUÇÃO

A importância de se estudar os modelos microestruturais disponíveis na literatura para o modelamento aplicado na laminação a quente de produtos longos, é devido à necessidade de maior controle das propriedades metalúrgicas e microestruturais durante a laminação de aços.

Nos últimos anos tem sido desenvolvido um grande número de modelos e conquistados avanços significativos para previsão dos parâmetros termomecânicos (como para o cálculo da força de laminação, deformação, taxa de deformação), mas a maioria das pesquisas estão concentradas para o processo de laminação a quente de produtos planos. E apesar de alguns progressos, poucos estudos foram feitos para produtos longos, tais como barras e perfis. Isto se deve devido à necessidade de métodos mais exatos para casos em que a deformação e tensão no esboço não se encontram em condições planas.⁽¹⁻²⁾ O cálculo para média da tensão é complicado devido à deformação tridimensional no canal.⁽³⁾

Existe uma crescente demanda de modelos mais seguros para se obter os parâmetros termomecânicos associados a produtos longos,⁽¹⁾ causada pela necessidade de maior controle das propriedades metalúrgicas e microestruturais durante a laminação e de reduzir os custos operacionais, como amostragem. Tornando assim, cada vez mais necessário o uso de modelos matemáticos nas usinas siderúrgicas.

Desta forma, este trabalho envolve uma pesquisa e seleção de estudos existentes na literatura para produtos, como perfis, barras redondas e/ou fio máquina e tubos sem costura e um resumo das principais técnicas e equações aplicadas, bem como do resultado obtido.

2 MATERIAIS E MÉTODOS

Normalmente é possível se deparar com a classificação de produtos siderúrgicos em basicamente dois tipos, sendo eles: longos (não planos) e planos.⁽⁴⁾

Os produtos planos são os que apresentam a forma retangular em sua seção transversal, sendo considerado que a largura do produto é pelo menos duas vezes o valor da espessura.⁽⁴⁻⁵⁾

Já os produtos que apresentam seção transversal diferente da forma retangular (exceção para blocos, tarugos e barras chatas) são classificados como produtos longos ou não planos. No geral as formas encontradas são apesar de já consagradas e bem conhecidas, variadas e em alguns casos complexas.⁽⁴⁾

Alguns dos exemplos mais comuns são barras redondas, chatas, sextavadas, quadradas, fio máquina, tubos, perfis I, U, T, H, cantoneiras, trilhos, dentre outros.⁽⁴⁾

Com o objetivo de auxiliar esta demanda foi realizado um estudo do estado da arte dos modelos microestruturais voltados para a laminação de longos, onde serão analisados os modelos existentes na literatura para perfis, barras redondas e/ou fio máquina e tubos sem costura.

3 MODELOS MICROESTRUTURAIS

3.1 Perfis

Durante a pesquisa desenvolvida foi possível localizar um estudo realizado por Reis,⁽⁶⁾ que teve como objetivo desenvolver um modelo matemático via Excel, para prever as propriedades mecânicas, sendo elas: o limite de escoamento e o limite de resistência do produto perfil estrutural após passar pelo processo de laminação a quente.

A linha de laminação estudada produz perfis estruturais de abas ou flanges paralelas. O fluxo de processo analisado vai desde o forno de reaquecimento (tipo walking beam), passando pelo descarepador, laminador desbastador, serra de pontas, grupo tandem (seis laminadores universais e um laminador de borda), serra fixa, serra móvel e leito de resfriamento. O sistema de laminação utilizado na linha denomina-se X-H, devido às inclinações dos cilindros horizontais e verticais do grupo tandem que possuem o formato de “X” e “H”.⁽⁶⁾

As equações descritas por Reis⁽⁶⁾ na sua revisão bibliográfica e utilizadas para o cálculo da relação entre o produto de solubilidade e a temperatura, a razão de supersaturação, T_{nr} , Ar_3 , fração recristalizada, tamanho de grão após a recristalização completa, ϵ_c , ϵ_p , Z , tamanho de grão médio para entrada da próxima cadeira no caso de recristalização parcial, ϵ_a , crescimento de grão, tamanho de grão ferrítico, LE e LR são as mesmas utilizadas em modelos realizados em produtos planos (placas e tiras), barras e fio máquina. A principal atividade desenvolvida no trabalho em questão foi aplicar esta metodologia já estudada na laminação de perfis.⁽⁶⁻¹²⁾

Os métodos utilizados por Reis⁽⁶⁾ para cálculo dos principais parâmetros que definem um ciclo termomecânico na laminação a quente, como deformação, taxa de deformação, tempo entre passes, com exceção da temperatura que foi estimada através de medidas realizadas na entrada e saída de cada passe, serão descritos em seguida.

Durante a laminação do desbastador como a deformação varia ao longo da seção transversal da peça e não foi relevante para o trabalho realizado calcular as deformações equivalentes em cada ponto de uma dada seção, uma primeira aproximação foi realizada para calcular a deformação:

$$\epsilon = \ln\left(\frac{A_i}{A_f}\right) \quad (1)$$

Sendo, A_i a área na entrada e A_f a área na saída do passe.

Para o cálculo do arco de contato foi utilizada a equação abaixo, mas como a seção transversal de saída e entrada são complexas e o valor exato do arco de contato varia em cada ponto da superfície, Reis⁽⁶⁾ considerou o diâmetro médio do cilindro para efeito de cálculo.

$$L = \sqrt{\frac{D_w}{2} \cdot \Delta H} \quad (2)$$

Onde D_w é o diâmetro do cilindro e ΔH é a espessura de entrada da alma menos a

espessura de saída da alma.

A velocidade tangencial V_t pode ser obtida usando a seguinte equação:

$$V_t = \frac{2 \cdot \pi \cdot R_w \cdot n}{60} \quad (3)$$

Sendo que R_w é o raio do cilindro e n é o número de rotações dos cilindros.

O tempo de contato t_c , pode então ser calculado através da relação entre L e V_t :

$$t_c = \frac{L}{V_t} = \sqrt{\frac{D_w}{2} \cdot \Delta H} \cdot \frac{60}{2 \cdot \pi \cdot R_w \cdot n} \quad (4)$$

Agora, a taxa de deformação é facilmente obtida através da relação entre a deformação e o tempo de contato:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\varepsilon}{t_c} \quad (5)$$

A equação utilizada para o cálculo do tempo entre passes é descrita abaixo:

$$t_{ep} = \left(\frac{t_{\text{laminação}}}{2} \right)_{i-1} + t_{\text{morto}} + \left(\frac{t_{\text{laminação}}}{2} \right)_i \quad (6)$$

Onde, t_{morto} é o tempo que o material leva para sair do passe e iniciar o passe seguinte. Para obter o tempo de laminação $t_{\text{laminação}}$, a seguinte expressão foi usada:

$$t_{\text{laminação}} = \left(\frac{L_f}{V_t} \right) = \left(\frac{60 \cdot L_f}{2 \cdot \pi \cdot R_w \cdot n} \right) \quad (7)$$

Considerando L_f o comprimento do material na saída do passe e V_t a velocidade tangencial em cada passe.

No caso do grupo tandem, Reis⁽⁶⁾ adotou uma estratégia diferente para cálculo dos mesmos parâmetros, pois foi considerada a deformação equivalente utilizando-se as dimensões iniciais e finais da alma e do flange em cada cadeira. Estas dimensões são obtidas através da largura dos cilindros horizontais e a luz entre os cilindros verticais e horizontais, conforme Figura 1.

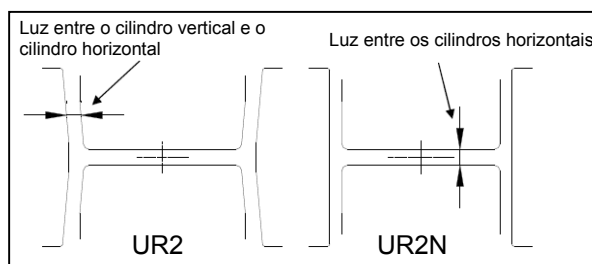


Figura 1. Representação de um par de cilindros do grupo tandem, em destaque a luz entre os cilindros.⁽⁶⁾

O cálculo da deformação equivalente foi realizado supondo que o valor do comprimento decorra da conservação do volume, sendo neste caso calculada da seguinte forma para alma e flange respectivamente:

$$\varepsilon_w = \ln\left(\frac{h_{w1}}{h_{w2}}\right) \text{ e } \varepsilon_f = \ln\left(\frac{h_{f1}}{h_{f2}}\right) \quad (8)$$

Onde h_{w1} e h_{w2} são as espessuras de entrada e saída da alma e h_{f1} e h_{f2} são as espessuras de entrada e saída da flange.

A partir deste ponto é então possível calcular o arco de contato e a taxa de deformação para a alma:

$$Ld_w = \sqrt{\frac{D_{wH}}{2} \cdot (h_{w1} - h_{w2})} = \sqrt{R_{wH} \cdot (\Delta h_w)} \quad (9)$$

$$\dot{\varepsilon}_w = \frac{2\pi n_H \varepsilon_w}{60} \sqrt{\frac{R_{wH}}{\Delta h_w}} \quad (10)$$

E também para a flange:

$$Ld_f = \sqrt{\frac{D_{wV}}{2} \cdot 2(h_{f1} - h_{f2})} = \sqrt{R_{wV} \cdot 2(\Delta h_f)} \quad (11)$$

$$\dot{\varepsilon}_f = \frac{2\pi n_V \varepsilon_f}{60} \sqrt{\frac{R_{wV}}{2\Delta h_f}} \quad (12)$$

Onde D_{wH} , R_{wH} e n_H são respectivamente o diâmetro de trabalho, o raio de trabalho e a rotação dos cilindros horizontais e D_{wV} , R_{wV} e n_V são respectivamente o diâmetro de trabalho, o raio de trabalho e a rotação dos cilindros verticais.

Devido características do próprio laminador, para obtenção do tempo entre passes para o tandem foi utilizado um registrador de entrada e saída, pois os passes se sobrepõem e atualmente considera-se uma seqüência equivalente a dois passes. Portanto, levando em consideração as características descritas, as equações utilizadas para cálculo do t_{ep} são:

$$Passes\acute{im}pares : t_{ep} = \left(\frac{t_{lamina\c{c}a\tilde{o}UR2} + t_{lamina\c{c}a\tilde{o}UR2N}}{2} \right) - Diferen\c{c}a \quad (13)$$

$$Passes\grave{a}pares : t_{ep} = \left(\frac{t_{lamina\c{c}a\tilde{o}UR2N}}{2} \right) + t_{morto} + \left(\frac{t_{lamina\c{c}a\tilde{o}UR2}}{2} \right) \quad (14)$$

3.2 Tubo sem Costura

Para o caso do produto tubo sem costura, Carvalho⁽¹³⁾ realizou um estudo a respeito do efeito do Nb, Ti e resfriamento intermediário sobre a evolução da microestrutura e das características finais do produto tubo sem costura para um aço V-N. Um modelo matemático foi ajustado para liga estudada. A linha de laminação é formada por um forno de aquecimento dos blocos (FB), um laminador perfurado (LP) composto de dois cilindros em forma de barril cujos eixos tem uma inclinação de 12°, um laminador redutor de lupas (LR) sem ferramenta interna com 6 cadeiras com 3 cilindros cada dispostos a 120°, um laminador contínuo (LC) com ferramenta interna e com 8 cadeiras com 2 cilindros, um leito de resfriamento intermediário (Leito I), um forno intermediário ou de reaquecimento de lupas (FI), um laminador estirador redutor (LE) sem ferramenta interna que pode trabalhar com até 24 cadeiras com 3 cilindros dispostos a 120° entre si, um leito de resfriamento final (Leito II) e linha de serra.

Similar a Reis⁽⁶⁾ a temperatura de laminação em cada cilindro considerada por Carvalho⁽¹³⁾ foi estimada através de temperaturas medidas na entrada e saída de cada laminador. Já para o caso do cálculo da deformação, taxa de deformação e tempo de laminação, arco de contato e tempo entre passes, as equações usadas serão descritas em seguida.

Independente do laminador (LP, LR, LC ou LE) foi realizado cálculo da deformação equivalente:

$$\varepsilon_{ep} = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\varepsilon_l - \varepsilon_i)^2 + (\varepsilon_i - \varepsilon_c)^2 + (\varepsilon_c - \varepsilon_l)^2} \quad (15)$$

$$\varepsilon_l = \ln\left(\frac{l_f}{l_i}\right) \quad \varepsilon_i = \ln\left(\frac{t_f}{t_i}\right) \quad \varepsilon_c = \ln\left(\frac{c_f}{c_i}\right) \quad (16)$$

No caso do LP, l_i e l_f são os comprimentos do bloco e da lupa, t_i e t_f são a espessura da parede da lupa e o raio do bloco e d_i e d_f são os diâmetros médios do bloco e da lupa, ou seja, $d_i = OD_0/2$ e $d_f = OD_f \cdot t_f$. Onde OD_0 e OD_f respectivamente o diâmetro do bloco e da lupa.

A região de deformação projetada sobre o eixo do cilindro do LP pode ser observada na Figura 2.

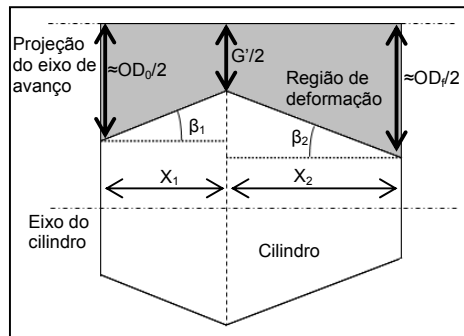


Figura 2. Região de deformação projetada sobre o eixo do cilindro do LP.⁽¹³⁾

As deformações equivalentes para cada passe no LR, LC e LE também pode ser calculada pelas equações acima com as seguintes observações:

No caso do LR, como só se conhece as dimensões da lupa antes e depois do laminador e o diâmetro equivalente em cada passe (obtido pelas dimensões de cada cilindro), faz-se então a suposição que a variação da parede é linearmente distribuída entre as cadeiras e que o comprimento decorre da conservação de volume.

Para o LC, é conhecida a área da seção transversal antes e depois de cada passe, calculada a partir do diâmetro do mandril (ferramenta interna) e das dimensões do canal. Com a área, calcula-se a espessura de parede e o diâmetro externo médios, lembrando-se que $l_f/l_i = A_i/A_f$.

Igualmente ao LR, no LE conhecem-se apenas as dimensões da lupa antes e depois do laminador e o diâmetro da lupa em cada passe (obtido pelas dimensões em cada cilindro). Considera-se a variação da parede linearmente distribuída entre as cadeiras e o comprimento decorrente da conservação de volume.

Já conhecida as deformações, o comprimento do arco de contato (L) é calculado da seguinte forma para o LP:

$$L \approx \left(\frac{OD_0 + OD_f - 2G'}{2 \tan \beta_1} \right) \cdot \cos \alpha \quad (17)$$

Sendo G' a distância entre os dois cilindros medida no seu diâmetro máximo (Figura 2), α a metade da inclinação entre os dois cilindros e β_1 o ângulo de entrada do cilindro.

Já para o LR, LC, LE, o arco de contato é obtido através da seguinte equação:

$$L_n = (R_n - G_n) \cdot \text{sen} \left[\cos^{-1} \left(1 - \frac{OD_{n-1} - OD_n}{2 \cdot (R_n - G_n)} \right) \right] \quad (18)$$

Sendo L_n , R_n , G_n , OD_{n-1} e OD_n respectivamente o comprimento do arco de contato, o raio do cilindro, a profundidade do canal para o passe n , diâmetro externo da lupa na saída do passe n , diâmetro externo da lupa na entrada do passe n .

De posse do arco de contato, pode-se calcular o tempo de contato dado pela razão entre o comprimento de contato e a velocidade tangencial e em seguida a taxa de deformação:

$$t_c = \frac{L}{V} \quad \dot{\epsilon} = \frac{\epsilon_{eq}}{t_c} \quad (19)$$

Para o LP:

$$t_c = \frac{60.L}{2.\pi.R.N.\text{sen}\alpha} \quad (20)$$

Sendo que R e N são o raio e a rotação do cilindro e L o comprimento de contato.
 Para o LR, LC, LE:

$$t_c = \frac{60.L_n}{2.\pi.R_n.N_n} \quad (21)$$

Onde L_n , R_n e N_n , são o comprimento de contato, o raio do cilindro e o numero de rotações no passe n.

O tempo entre passes após o n-ésimo passe para os laminadores LR, LC, LE, pode ser calculado a partir da rotação do cilindro e a distância entre as cadeiras:

$$t_{ep}^n = \frac{60.L_{ep}^n}{2.\pi.R_n.N_n} \quad (22)$$

Onde, L_{ep}^n é a distância entre a n-ésima cadeira e a seguinte.

3.3 Barras Redondas e/ou Fio Máquina

Existe uma demanda de desenvolver modelos matemáticos para prever parâmetros como deformação e taxa de deformação em barras e/ou fio máquina já que uma vez obtido estes parâmetros, é possível utilizar modelos já consagrados em produtos tais como tiras e placas para se obter o comportamento da recristalização e o crescimento de grão.⁽¹⁾

A dificuldade do cálculo destes parâmetros esta no fato que o material é submetido a um estado de tensão e deformação tridimensional (diferente do considerado no material plano).⁽³⁾

Um método utilizado para resolver este problema é o chamado de “aproximação do retângulo equivalente”, o qual transforma a seção transversal curva do esboço em uma seção retangular, mantendo a área da seção transversal líquida.⁽³⁾ Este método pode ser usado para vários tipos de canais, como: oval-redondo, quadrado-diamante, caixa-oval etc.⁽¹⁾ A figura abaixo mostra os três principais métodos para instituir a seção retangular equivalente:⁽³⁾

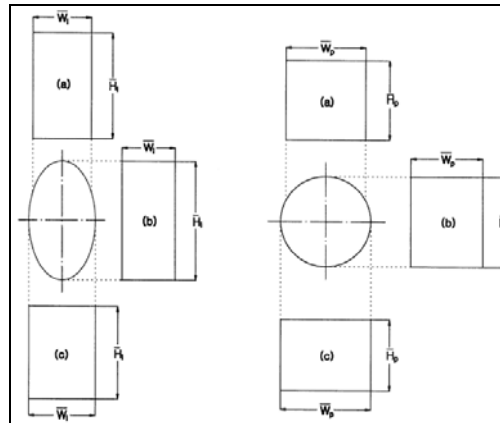


Figura 3. Três principais métodos. (a) método da razão entre altura e largura (b) método da altura máxima (c) método da largura máxima.⁽¹⁴⁾

No caso do método da razão entre altura e largura, a definição da largura e da altura pode ser arbitrária.⁽¹⁴⁾ Escolhido o método, o próximo passo é calcular a deformação média usando as formas retilíneas do esboço transformado:

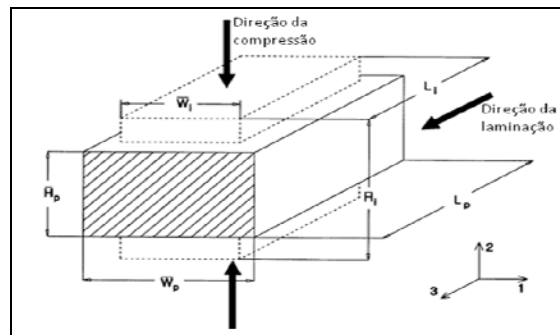


Figura 4. Substituição do canal oval ou redondo pelo formato de um paralelepípedo.⁽¹⁴⁾

Assim, a laminação em canais redondo-oval (ou oval-redondo), passa a ter a forma da laminação de um paralelepípedo ($\bar{W}_i \times \bar{H}_i \times \bar{L}_i$ para $\bar{W}_p \times \bar{H}_p \times \bar{L}_p$). Sendo a direção da deformação normal coincidente com a deformação principal das componentes, temos:

$$\varepsilon_1 = \ln\left(\frac{\bar{W}_i}{\bar{W}_p}\right) \quad \varepsilon_2 = \ln\left(\frac{\bar{H}_i}{\bar{H}_p}\right) \quad \varepsilon_3 = \ln\left(\frac{\bar{L}_i}{\bar{L}_p}\right) \quad (23)$$

$$\bar{\varepsilon}_p = \left[\frac{2}{3} (\varepsilon_1^2 + \varepsilon_2^2 + \varepsilon_3^2) \right]^{1/2}, \text{ sendo para volume constante } \varepsilon_3 = -\varepsilon_1 - \varepsilon_2 \quad (24)$$

$$\bar{\varepsilon}_p = \frac{2}{\sqrt{3}} (\varepsilon_1^2 + \varepsilon_2^2 + \varepsilon_1 \varepsilon_2)^{1/2} \text{ ou } \bar{\varepsilon}_p = \frac{2}{\sqrt{3}} \varepsilon_2 \left(1 + \left(\frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_2} \right)^2 + \left(\frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_2} \right) \right)^{1/2}, \text{ logo:} \quad (25)$$

$$\bar{\varepsilon}_p = \frac{2}{\sqrt{3}} \left\{ \left[\ln \frac{\bar{W}_i}{\bar{W}_p} \right]^2 + \left[\ln \frac{\bar{H}_i}{\bar{H}_p} \right]^2 + \ln \frac{\bar{W}_i}{\bar{W}_p} \ln \frac{\bar{H}_i}{\bar{H}_p} \right\}^{1/2} \quad (26)$$

Em outro trabalho de Lee⁽¹⁾ no qual foi utilizado o método da máxima largura podemos encontrar equações para o cálculo da taxa de deformação, tempo entre passes e arco de contato, conforme pode ser visto na sequência:

$$\dot{\bar{\epsilon}}_p = \frac{\bar{\epsilon}_p}{t_p} \quad (27)$$

Sendo t_p o intervalo de passar da seção A → C (figura 5) e obtido pela equação:

$$t_p = \frac{60\bar{L}}{2\pi N R_{eff}} \quad (28)$$

Onde, R_{eff} , N e L_p são respectivamente o raio efetivo do cilindro, número de rotações por minuto do cilindro e o arco de contato efetivo, obtido pela equação:

$$\bar{L} = \sqrt{\left\{ R_{máx} - \left(\frac{\bar{H}_p - G}{2} \right) \right\} - (\bar{H}_i - \bar{H}_p)} \quad (29)$$

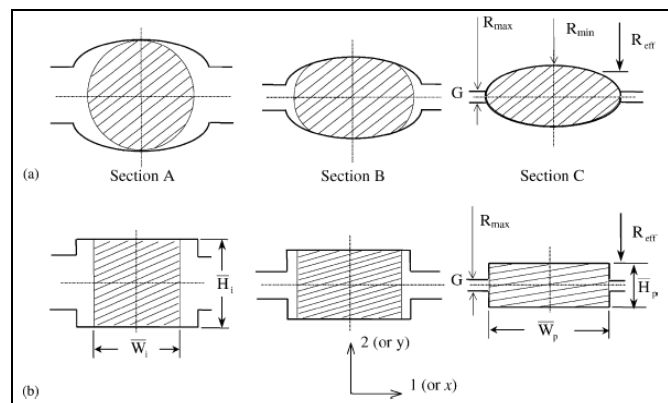


Figura 5. Aplicação do método do retângulo equivalente utilizando a largura máxima.⁽¹⁾

Em seu livro, Lee⁽¹⁴⁾ descreve métodos para se obter o R_{eff} , sendo um deles descrito abaixo:

$$R_{eff} = R_{máx} - \bar{D}, \text{ onde } \bar{D} = \frac{(A_p / W_{máx} - G)}{2} \quad (30)$$

Sendo A_p , a área transversal de saída do esboço deformado e o valor de \bar{D} é calculado usando o método do retângulo equivalente, conforme pode ser visto na figura abaixo:

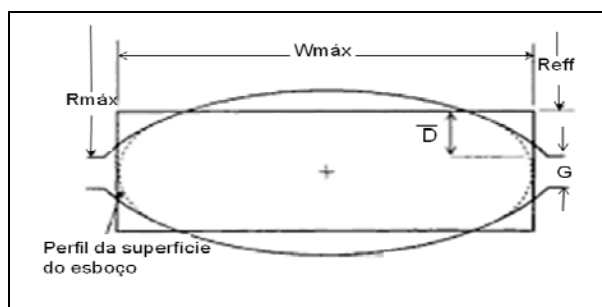


Figura 6. Desenho geométrico para o cálculo do R_{eff} do cilindro.⁽¹⁴⁾

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

O modelo microestrutural desenvolvido por Reis⁽⁶⁾ forneceu previsões razoáveis com a evolução do tamanho de grão austenítico e o tamanho de grão ferrítico. Além de obter previsões razoáveis do limite de escoamento.

Carvalho⁽¹³⁾ além das equações utilizadas para previsão da deformação equivalente, taxa de deformação, arco de contato, tempo de contato e tempo entre passes para tubos sem costura descritas anteriormente, utilizou dados obtidos na simulação por torção a quente na seleção e ajuste das várias equações que descrevem a evolução da microestrutura obtendo resultados compatíveis com os cálculos.

Lee⁽¹⁾ demonstrou em seu estudo que em escala industrial uma descrição quantitativa dos parâmetros termo-mecânicos e metalúrgicos podem ser obtidas, no entanto os resultados das simulações demonstraram que as equações usadas para o cálculo da evolução do tamanho de grão (baseadas nas usadas na laminação de tiras), tem limitação quando aplicadas diretas na laminação de fio máquina, onde o material passa por uma taxa de deformação elevada no trem acabador.

5 CONCLUSÃO

O trabalho mostra que fazendo algumas adaptações, como por exemplo, para o cálculo da deformação e arco de contato, é possível utilizar equações da literatura já consagradas e em pleno uso em laminação de planos na laminação a quente de produtos longos.

O presente trabalho contribui auxiliando aos estudos e pesquisas que tenham interesse na área de modelamento matemático aplicado a laminação de produtos longos fazendo uma análise dos métodos disponíveis na literatura utilizados para previsões da deformação (ε), taxa de deformação ($\dot{\varepsilon}$), tempo de contato (t) e arco de contato (L) para diversos produtos, tais como: perfil, tubo sem costura, barra redonda e fio máquina.

REFERÊNCIAS

- 1 LEE, Y.; CHOI, S.; HODGSON, P.D. Integrated model for thermo-mechanical controlled process in rod (or bar) rolling. *Journal of Materials Processing Technology*, p. 678-688, fev. 2002.
- 2 KEMP, I.P. Model of deformation and heat transfer in hot rolling of bars and sections. *J. Iron Mak. Stell Mak.*, v. 17, n.2, p. 139-143, 1990.

- 3 LEE, Y. Calculating model of mean strain in rod rolling process. ISIJ International, v. 39, n.9, p. 961-964, jun. 1999.
- 4 BARBOSA, G. Laminação e calibração de produtos não-planos de aço. São Paulo: ABM, 1987.
- 5 ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 6215: produtos siderúrgicos: terminologia. Rio de Janeiro, 1986.
- 6 REIS, E. G. Modelo matemático para previsão das propriedades mecânicas na laminação a quente de perfis estruturais. Belo Horizonte: UFMG, 2007.
- 7 HODGSON, P.D., GIBBS, R.K. A mathematical model to predict the mechanical properties of hot rolled C-Mn and steels. In: REIS, E. G. Modelo matemático para previsão das propriedades mecânicas na laminação a quente de perfis estruturais. Belo Horizonte: UFMG, 2007.
- 8 BARBOSA, R.A.N.M., BORATO, F.J.M., SANTOS, D.B., Fundamentos da laminação controlada. In: REIS, E. G. Modelo matemático para previsão das propriedades mecânicas na laminação a quente de perfis estruturais. Belo Horizonte: UFMG, 2007.
- 9 MACCAGNO, T.M., JONAS, J.J., HODGSON, P.D. Spreadsheet modelling of grain size evolution during Rod Rolling. In: REIS, E. G. Modelo matemático para previsão das propriedades mecânicas na laminação a quente de perfis estruturais. Belo Horizonte: UFMG, 2007.
- 10 SICILIANO Jr, F., MINAMI, K., MACCAGNO, T.M., JONAS, J.J. Mathematical modeling of mean flow stress, fractional softening and grain size during the hot strip rolling of C-Mn steels. In: REIS, E. G. Modelo matemático para previsão das propriedades mecânicas na laminação a quente de perfis estruturais. Belo Horizonte: UFMG, 2007.
- 11 SICILIANO Jr, F. Mathematical modeling of the hot strip rolling of Nb microalloyed steels. In: REIS, E. G. Modelo matemático para previsão das propriedades mecânicas na laminação a quente de perfis estruturais. Belo Horizonte: UFMG, 2007.
- 12 MINAMI, K., SICILIANO JR, F., MACCAGNO, T.M., JONAS, J.J. Mathematical modeling of the mean flow stress during the hot strip rolling of Nb steels. In: REIS, E. G. Modelo matemático para previsão das propriedades mecânicas na laminação a quente de perfis estruturais. Belo Horizonte: UFMG, 2007.
- 13 CARVALHO, R. N. Aspectos da precipitação e da recristalização na laminação contínua de tubos sem costura. Belo Horizonte: UFMG, 2007.
- 14 LEE, Y. Rod and bar rolling: theory and applications. MARCEL DEKKER, 2004. p. 161. Disponível em: <<http://books.google.com.br>> . Acesso em: 03 fev. 2010, 13:20:24.