

ESTUDO DA VARIAÇÃO DA CARGA DE CONTATO ENTRE OS CILINDROS EM LAMINADORES QUÁDRUOS EM FUNÇÃO DE SEUS PERFIS¹

Yukio Shigaki²
Maria Clara Monteiro³

Resumo

Os autores desenvolveram um modelo matemático-numérico para a simulação de laminadores quádruos. Este modelo computacional possibilitou a determinação do perfil da tira laminada, a distribuição das cargas de laminação e de contato entre os cilindros de laminação e dá uma estimativa da planicidade da tira emergente. Demonstra-se que, dependendo do perfil da superfície usinada, podem surgir picos de carga nos extremos dos cilindros, podendo gerar desgaste prematuro dos mesmos e a produção de chapas fora das especificações do consumidor. Também podem ocorrer lascamentos dos cilindros, causando enormes prejuízos ao fabricante. Foi feita também uma análise do efeito sobre esses picos de carga ao se efetuarem modificações localizadas nos cilindros (chanfros). A consideração do desgaste dos cilindros de trabalho mostrou que a carga de laminação aumenta, diminui a coroa da tira, porém não se constatou variação significativa na pressão de contato entre os cilindros, com exceção na região dos extremos.

Palavras-chave: Laminação; Laminador quádruo; Simulação; Produtos planos.

A STUDY ON THE CONTACT LOAD VARIATION BETWEEN ROLLS FOR A 4-HIGH ROLLING MILL FOR DIFFERENT ROLL PROFILES

Abstract

The authors have developed a mathematical-numerical model for simulation of 4-high rolling mills. With this computer model it is possible to calculate the strip profile, the rolling loads and contact loads between the rolls and the flatness quality of the strip rolled. It was shown that depending on the form of grinding the roll, it may appear load peaks on the edges of the rolls, that can produce unexpected wear and strips out of customer's specification. These rolls can break, causing financial prejudice for the industry. It was studied, also, the effects on these load peaks when the rolls were chamfered. When the wear of the work-rolls was taken into account, it was shown that the rolling load becomes larger, the strip's relative crown becomes smaller, and the contact pressure did not suffer much change except in the edge region of the rolls.

Keywords: Strip rolling; 4-hi rolling mill; Simulation; Flat 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 D. Sc., Professor do Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais – CEFET-MG, Mestrado de Modelagem Matemática e Computacional. Membro da ABM.

³ Mestranda do Curso de Modelagem Matemática e Computacional – CEFET-MG.

1 INTRODUÇÃO

A fabricação de chapas com tolerâncias dimensionais cada vez mais restritivas tem exigido das indústrias o desenvolvimento de novos equipamentos no sentido de assegurarem uma produção dentro das especificações dimensionais e de propriedades dos materiais.

A tendência mundial de fabricação *just-in-time*, ou seja, a produção de chapas em bobinas em lotes com características bastante diferentes entre si e em maior número, exigem bastante flexibilidade dos laminadores atuais.

Diante disso desenvolveram-se desde laminadores com contraflatores externos, cilindros com deslocamento axial dos cilindros, perfis de cilindros usinados em forma de garrafa, cilindros com chanfros nos extremos, cilindros de encosto segmentados, cilindros com uma “camisa” externa flexível, até os do tipo infláveis.

Apesar dessa grande diversidade de laminadores, o laminador quádruplo ainda é amplamente utilizado nas plantas de produção de chapas. Assim vários laminadores desse tipo foram reformados, recebendo atuadores que realizam a contraflexão dos cilindros. Neste trabalho será demonstrada a possibilidade de se sistematizar o projeto de cilindros de laminação para esse tipo de laminadores de acordo com o *mix* de produção de chapas, através da aplicação de um simulador matemático-numérico. Concretamente serão trabalhados o perfil usinado dos cilindros e as dimensões do chanfro a ser aplicado, de modo a evitar o surgimento de picos de carga prejudiciais que possam causar desde um desgaste localizado e prematuro dos cilindros até possíveis lascamentos. Considerando-se que o custo de um cilindro de encosto de um laminador quádruplo de desbaste, por exemplo, é da ordem de alguns milhares de dólares e que o dimensionamento de chanfros é feito empiricamente, acredita-se que este estudo seja mais do que justificado. Outro fator considerado neste trabalho é o perfil de desgaste, que será considerado na determinação do perfil da tira, da pressão de contato e da carga de laminação.

Conjuntamente com a engenharia de equipamentos, desenvolveu-se o ramo dos simuladores computacionais desses mesmos equipamentos. Esses simuladores possuem diversas utilidades:⁽¹⁾

- permitem fazer um estudo da influência de um parâmetro de operação, fixando todos os demais parâmetros; auxiliam na resposta a questões específicas e na solução de problemas; pode-se ter uma maior compreensão de todo o processo, auxiliando na utilização mais eficiente dos equipamentos; e, auxiliam no processo de automatização e na seleção de equipamentos no caso de uma modernização da planta.

Tais simuladores são derivados de modelos matemático-numéricos do sistema de laminação. Podem-se citar os mais relevantes:

- Método da Fundação Elástica;⁽²⁻⁴⁾
- Método dos Coeficientes de Influência (MCI);⁽⁵⁻⁹⁾
- Método dos Elementos Finitos (*Finite Element Method, FEM*);⁽¹⁰⁻¹⁵⁾
- Método dos Elementos de Contorno (*Boundary Element Method, BEM*);^(16,17)
- Métodos Mistos MCI/FEM ou MCI/BEM;⁽¹⁸⁻²⁰⁾

Uma descrição sucinta desses métodos pode ser encontrado no trabalho de Shigaki.⁽¹⁾

Apesar da crescente velocidade de processamento dos computadores, a aplicação maciça do método dos elementos finitos na modelagem da laminação ainda é considerada proibitiva, pois características tais como a plasticidade da deformação da chapa, o contato e atrito nas interfaces curvas (não necessariamente

circulares) entre a chapa e o cilindro e entre os cilindros e a necessidade de *remeshing* da região plástica da chapa caracterizam problemas altamente não-lineares. Sendo assim esse método tem sido utilizado apenas nas situações em que se deseja conhecer detalhadamente, por exemplo, a distribuição de tensões residuais na chapa ou a sua expansão lateral. Alguns pesquisadores, por esses motivos, têm trilhado pelo caminho do processamento paralelo em modelos tridimensionais em elementos finitos.

A necessidade de se obter resultados precisos e em reduzido tempo fez com que o Método dos Coeficientes de Influência ganhasse popularidade entre os simuladores de laminação. Este método é explicitado a seguir.

2 O MÉTODO DOS COEFICIENTES DE INFLUÊNCIA (MCI)

O MCI surgiu no final da década de 1960. Para se determinar o perfil da tira emergente, é necessário calcular o perfil deformado do cilindro de trabalho, que por sua vez depende do carregamento imposto aos cilindros. Shohet e Townsend⁽⁵⁾ desenvolveram um método que calcula a deflexão elástica dos cilindros devido à flexão e ao cisalhamento através dos coeficientes de influência, discretizando a chapa e os cilindros em fatias longitudinais, conforme a Figura 1.

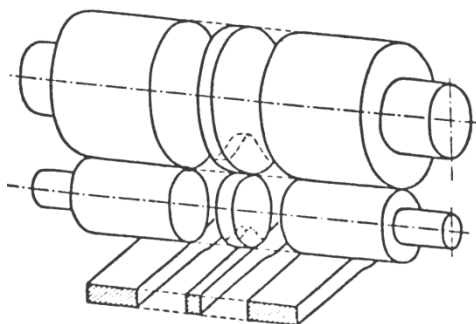


Figura 1: Discretização de um laminador quádruplo para o método dos coeficientes de influência.⁽²¹⁾

Uma vez determinados tais coeficientes, reúnem-se as equações de cálculo da deflexão para cada cilindro, superpondo os deslocamentos por flexão, cisalhamento e achatamento localizado (os autores assumem linearidade no achatamento em função da carga, para a faixa de operação normal). Através das equações de equilíbrio de cada cilindro e de compatibilidade nas interfaces cilindro/cilindro e cilindro/tira, determinam-se as cargas distribuídas e o perfil deformado da tira, de uma maneira iterativa.

Kuhn, Weinstein e O'Connor desenvolveram um modelo similar^(6,7) levando em consideração também a deformação elástica dos cilindros devido a "Poisson", ou seja, devido à tensão axial que aparece pelo esforço de flexão do cilindro, e aplicando um modelo diferente de cálculo do achatamento dos cilindros através das equações para o cálculo de deformações elásticas locais de um semi-espaço elástico sujeito a uma carga distribuída linear.

Guo⁽²²⁾ desenvolveu um sistema denominado Sistema de Vigas e Molas, onde os cilindros são modelados como elementos de viga e as interfaces cilindro/cilindro e cilindro/tira, por molas, tendo assumido que a derivada da relação carga/redução seja linear. Este modelo mostrou-se impreciso devido à simplificação excessiva do fenômeno do achatamento do cilindro de trabalho pela tira, obtido pelo mencionado

sistema de molas,⁽⁹⁾ problema que foi sanado através da aplicação da equação de Boussinesq no cálculo do achatamento do cilindro de trabalho.

Hsu⁽²³⁾ aperfeiçoou o método de Kuhn, aplicando a teoria de contato para a interface cilindro/cilindro, o modelo de semi-espaço elástico de Boussinesq para a interface cilindro/tira, além de efetuar outros melhoramentos, tais como a consideração de um coeficiente médio de cisalhamento para os cilindros e o cálculo do perfil do cilindro de trabalho junto à saída da tira e não no ponto inferior.

Ishikawa elaborou um modelo matemático da deformação da tira na direção transversal através do método dos blocos,⁽²⁴⁾ levando em consideração, portanto, a expansão lateral da tira. Vários autores,⁽²⁵⁾ porém, ao discutirem a magnitude desta expansão lateral na laminação a frio, concluem que esta pode ser desprezada para efeitos de cálculo de perfil da tira nas espessuras mais comuns (i.e., abaixo de 6 mm).

Ogawa et al.⁽²⁶⁾ aperfeiçoaram o modelo de Mizuta,⁽²⁷⁾ para que se possa escolher arbitrariamente a largura de cada faixa discretizada, e colocaram-no em uma forma matricial de modo a se poder aplicá-lo virtualmente em qualquer tipo de laminador. No caso, Ogawa aplica seu modelo aperfeiçoado em um laminador de 12 cilindros com rolos de apoio segmentados, para laminar chapas finas.

O modelo desenvolvido por Pawelski e Teutsch⁽⁸⁾ aplicam o modelo de achatamento de cilindros desenvolvido por Berger⁽²⁸⁾, possibilitando, assim, obter com boa precisão o perfil da queda brusca da tira junto às bordas (ombro ou *edge-drop*). O modelo de Berger é não linear, pois a matriz de coeficientes de influência do achatamento depende do comprimento do arco de contato, que por sua vez depende do valor da carga distribuída. Em outras palavras, para cada perfil de distribuição de cargas sobre o cilindro, calcula-se uma matriz de achatamento, o que, em termos práticos, dificulta bastante a sua programação.

O “Método de Ajuste dos Pontos” ou *Point Match Method*,⁽²⁹⁾ muito semelhante ao método de Pawelski (que será descrito a seguir), consta de seqüências iterativas para “casar” os pontos de contato dos cilindros entre si e tira e cilindro também, obedecendo à compatibilidade de deslocamentos nas interfaces.

O MCI tem demonstrado ser um método de comprovada precisão, sendo bastante poderoso na solução de problemas de distribuição transversal da espessura de chapas.⁽³⁰⁾ Deve-se, porém, citar alguns pontos discutíveis a respeito do modelo.⁽³¹⁾ O modelo:

- calcula os coeficientes de influência baseado nas equações de deflexão de uma viga simples. contudo, a validade destas equações é questionável para cilindros curtos (ou seja, cilindros com razão comprimento/diâmetro reduzidos);
- simplifica um problema tridimensional em um bidimensional; e
- está baseado na hipótese de contato total do cilindro de trabalho com o cilindro de apoio.

O modelo apresentado por Pawelski e seus colegas foi implementado com algumas modificações, e programado em linguagem do MATLAB. O programa denominado MCI/Berger, em reconhecimento a Bernd Berger,⁽²⁸⁾ autor do modelo de achatamento de cilindros em contato utilizado no programa, foi testado e validado. Maiores detalhes podem ser encontrados na Tese de Doutorado do presente Autor.⁽¹⁾

O Método tem as seguintes características principais:

- calcula a deflexão elástica dos cilindros devido à flexão e ao cisalhamento através dos coeficientes de influência, discretizando a chapa em fatias longitudinais e cilindros em cortes transversais (Figura 2);
- aplica modelo de cálculo de carga de *bland-ford* para cada fatia e Hitchcock para o raio deformado (supõe estado plano de deformação para cada tira);
- os achatamentos são calculados através do modelo de Berger;
- o programa é constituído de dois ciclos iterativos principais, sendo que um deles converge para haver compatibilidade nas interfaces de contato cilindro-cilindro, e o outro converge com o equilíbrio global de forças;
- assume-se contato completo ao longo do cilindros de trabalho e encosto;

A seguir são apresentados alguns detalhes do modelo de cálculo de carga utilizado e o método dos coeficientes de influência.

2.1 Modelo de Cálculo de Carga de Laminação

O simulador desenvolvido assume como hipótese o Estado Plano de Deformações (EPD) para a deformação plástica da chapa. Tal hipótese de EPD justifica-se quando é satisfeita a relação (largura da tira/arco de contato >10), segundo Watts e Ford,⁽³²⁾ conservativamente. Tal relação é satisfeita na maioria das situações correntes industriais. Nessa situação, a deformação transversal da chapa laminada a frio é praticamente nula, confinada a uma pequena faixa junto às bordas⁽³³⁾. Deve-se citar também que Finstermann⁽²⁵⁾ verificou experimentalmente que para tiras com espessuras menores que 6 mm, seja laminada a frio ou a quente, a expansão lateral é mínima.

Tal hipótese de EPD é assumida verdadeira quando se particiona a chapa em diversas faixas longitudinais menores, e se é aplicado o modelo de cálculo da carga de laminação em cada uma dessas mesmas faixas, sendo a deformação de cada faixa imposta pela deflexão e achatamento do cilindro de trabalho.

Os modelos analíticos de cálculo de deformação da tira são preferíveis aos modelos numéricos, pois estes requerem um tempo de processamento maior por parte do computador. O modelo originalmente desenvolvido por Von Kármán⁽³⁴⁾ – através do chamado Método dos Blocos -, e posteriormente refinado por Orowan⁽³⁵⁾ Bland-Ford-Ellis⁽³⁶⁾ e Alexander⁽³⁷⁾ será aplicado no presente projeto. Escolheu-se o modelo de Bland-Ford-Ellis por apresentar uma solução analítica simples e relativamente precisa. Este modelo deverá ser aplicado a cada faixa da chapa, dentro de um sistema iterativo. A utilização de um método mais complexo poderia elevar o tempo de processamento relativo a cada passe, apesar disso não ser impedimento para se descartar totalmente sua aplicação. Utilizou-se o método de Hitchcock para a deformação do raio de cada rodela do cilindro de laminação por ser considerado, por muitos autores, suficientemente preciso para a situação em questão.⁽³⁸⁾

O método dos blocos assume as seguintes hipóteses:

- deformação plana;
- deformação homogênea em cada plano;
- coeficiente de atrito constante;
- arco de contato circular (de raio deformado R');
- ponto neutro dentro do arco de contato; e
- deformação elástica da tira desprezível.

A equação a que chegou Von Kármán é dada por:

$$hS \frac{d}{d\phi} \left(1 - \frac{p}{S}\right) + \left(1 - \frac{p}{S}\right) \frac{d(hS)}{d\phi} = -2R'p(\sin \phi \pm \mu \cos \phi) \quad (1)$$

onde,

h: espessura da tira;

S: tensão de escoamento;

ϕ : ângulo dentro do arco de contato;

R' : raio deformado;

μ : coeficiente de atrito;

p: pressão sobre o bloco infinitesimal.

Bland e Ford sugeriram que o produto $h.S$ é razoavelmente constante, permitindo, assim, a obtenção de uma solução analítica para a equação (1). Com essa hipótese, a equação (1) fica:

$$hS \frac{d}{d\phi} \left(\frac{p}{S}\right) = 2R'p(\sin \phi + \mu \cos \phi) \quad (2)$$

assim, a solução analítica final será:

$$\text{para a saída:} \quad \frac{p^+}{S} = C_1 \frac{h}{R'} \exp(+\mu H) \quad (3)$$

$$\text{para a entrada:} \quad \frac{p^-}{S} = C_2 \frac{h}{R'} \exp(-\mu H) \quad (4)$$

$$\text{onde,} \quad H = 2 \sqrt{\frac{R'}{h_f}} \arctg \left(\sqrt{\frac{R'}{h_f}} \phi \right) \quad (5)$$

h_f : espessura final;

C_1 e C_2 : constantes que dependem das condições de contorno, mais concretamente da aplicação de tensão à ré e à frente da tira.

2.2 Método dos Coeficientes de Influência

O presente programa utiliza o modelo de Bland-Ford-Ellis na direção de laminação e o método numérico dos coeficientes de influência na direção transversal.

Para tanto dividem-se a chapa e os cilindros em faixas de 2 mm a 5 mm de largura. Aqui considerou-se a simetria da laminação, de modo que se tomou apenas uma das metades. Assumiu-se também, como hipótese, a possibilidade da superposição dos efeitos de flexão e força cortante pelo fato do cilindro se deformar elasticamente. Levou-se em consideração também o seu achatamento, por ter influência crucial na distribuição de espessuras, particularmente nas bordas.

Na Figura 2 é apresentada a forma como cilindro e tira são discretizados para a aplicação do modelo de Bland-Ford e o Método dos Coeficientes de Influência. O Método dos Coeficientes de Influência calcula a deflexão do cilindro segundo a equação (as variáveis em negrito representam grandezas vetoriais):

$$\mathbf{u} = \mathbf{a} \mathbf{p} + \mathbf{b} \mathbf{F} + \mathbf{c} \mathbf{M} \quad (6)$$

sendo:

- u** : vetor de deflexões do cilindro;
- a** : matriz dos coeficientes de influência;
- b** : vetor de coeficientes para as cargas concentradas;
- c** : vetor de coeficientes para os momentos externos;
- p** : vetor força por unidade de largura;
- F** : carga concentrada (do mancal e dos contrafletores);
- M** : momento fletor externo dos contrafletores.

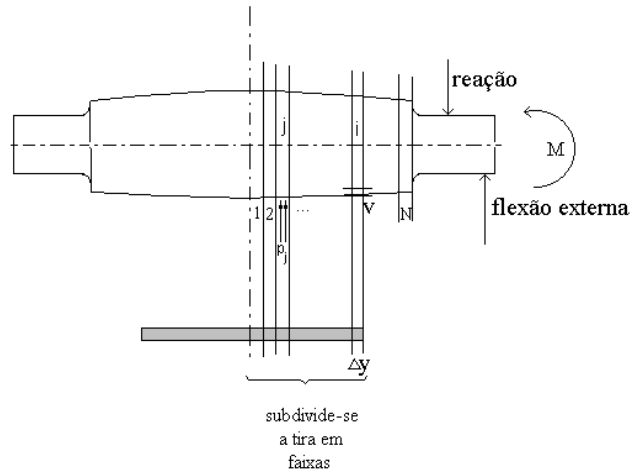


Figura 2 – Subdivisão do cilindro e da tira.

$$a_{ij} = \frac{\Delta y}{E} \left[\frac{1}{6I} (3y_i^2 y_j - y_i^3) + \frac{3}{A} y_i \right] \quad (7a)$$

$$a_{ji} = a_{ij} \quad (7b)$$

$$b_i = \frac{1}{E} \left[\frac{3}{A} y_i + \frac{Z}{2I} y_i^2 + \frac{1}{6I} y_i^2 (3L - y_i) \right] \quad (8)$$

$$c_i = \frac{1}{2EI} y_i^2 \quad (9)$$

A seguir são explicitadas as equações que determinam o achatamento dos cilindros, baseado no método desenvolvido por Berger.⁽²⁸⁾ Trata-se de um método bastante preciso, gerando resultados tais como o ombro da chapa de forma bastante satisfatória.

A expressão que calcula o achatamento do cilindro é dada pelas equações abaixo:

$$\mathbf{v} = [f(2 \cdot (j-i), s) + f(2 \cdot (j+1) - 2, s)] \cdot \mathbf{p} \quad (10)$$

$$c = D/\Delta y \quad (11)$$

$$d = \Delta y/s \quad (12)$$

$$s = (R' \Delta h)^{1/2} \quad (13)$$

$$\begin{aligned} \frac{2\pi E}{1-\nu^2} f(k,s) = & d(1+k) \ln \frac{|d(1+k)|}{[d^2(1+k)^2 + 4]^{1/2} - 2} + d(1-k) \ln \frac{|d(1-k)|}{[d^2(1-k)^2 + 4]^{1/2} - 2} + \\ & + 2 \ln \frac{[d^2(1-k)^2 + 4]^{1/2} + d(1-k)}{[d^2(1+k)^2 + 4]^{1/2} - d(1+k)} - 2 \ln \frac{[4c^2 + (1-k)^2]^{1/2} + (1-k)}{[4c^2 + (1+k)^2]^{1/2} - (1+k)} + \\ & - 2 \frac{(1+k)}{[4c^2 + (1+k)^2]^{1/2}} - 2 \frac{(1-k)}{[4c^2 + (1-k)^2]^{1/2}} + \quad (14) \\ & - 2 \frac{(1-2\nu)}{1-\nu} c^2 \left(\frac{(1+k)}{(4c^2 + (1+k)^2)^{3/2}} + \frac{(1-k)}{(4c^2 + (1-k)^2)^{3/2}} \right) \end{aligned}$$

onde,

v: vetor de achatamento ao longo da largura;

$v_{j,i}$: achatamento da rodela *i* do cilindro causada por uma força unitária vinda da faixa *j* da tira;

s: vetor comprimento do arco de contato;

E: módulo de elasticidade do material do cilindro;

ν : coeficiente de Poisson;

Δy : largura da faixa;

R': raio deformado segundo Hitchcock;⁽³⁹⁾

Δh : espessura de entrada menos a espessura de saída (redução);

z: braço de alavanca para a força contrafletora;

y: posição ao longo da largura.

2.3 Compatibilidade no Contato Cilindro-cilindro

Define-se o contorno da superfície superior do cilindro de trabalho como:

$$\mathbf{cw} = \mathbf{uw} - \mathbf{Cmw} - \mathbf{vw} + \mathbf{vw1} \quad (15)$$

E o contorno da superfície inferior do cilindro de apoio:

$$\mathbf{cb} = \mathbf{ub} + \mathbf{Cmb} + \mathbf{vb} - \mathbf{vb1} \quad (16)$$

sendo,

uw e **ub** : deflexão elástica dos cilindros de trabalho e de apoio respectivamente;

Cmw e **Cmb** : coroas impostas aos cilindros de trabalho e de apoio respectivamente;

vw e **vb** : achatamento dos cilindros de trabalho e de apoio respectivamente;

vw1 e **vb1** : achatamento no meio dos cilindros de trabalho e de apoio respectivamente;

(os termos em negrito representam variáveis vetoriais)

Deve-se notar que **uw**, **ub**, **Cmw**, **Cmb**, **vw** e **vb** são todos vetoriais ao longo de meia largura do cilindro para **u** e **Cm**, e para meia largura da tira para **v**.

O problema resume-se, então, em descobrir as cargas distribuídas nos cilindros de modo a satisfazer a equação de compatibilidade **cb = cw** e respeitando o equilíbrio de forças. O cálculo da carga distribuída de laminação já é conhecido. A parte mais difícil do problema reside na determinação das cargas de contato. O

problema pode ser resolvido, após manipulação das equações acima, através de uma equação iterativa envolvendo as cargas distribuídas de contato entre cilindros e a carga distribuída de laminação na interface cilindro de trabalho/chapa.

2.4 Influência do Perfil Usinado dos Cilindros

O programa MCI/Berger foi aplicado na simulação da laminação de chapas para diferentes perfis usinados dos cilindros de laminação. Adotou-se um mesmo caso comum de laminação de chapa a frio para os diferentes perfis usinados.

Uma expressão matemática utilizada para gerar os perfis das coroas usinadas é mostrada na equação 17:

$$\text{coroa usinada (cmb ou cmw)} = 0,025 \cdot (x/800)^b \quad (17)$$

onde,

x: Coordenada na direção do comprimento do cilindro, com origem no centro conforme a Figura 3;

b: Grau do polinômio.

Cmw e Cmb: Coroa usinada do cilindro de trabalho e do cilindro de encosto;

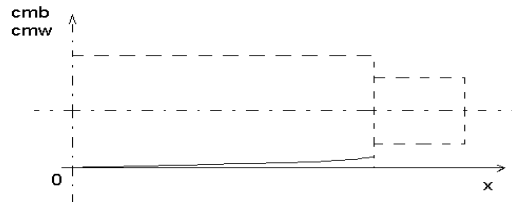


Figura 3 – Representação da coroa usinada dos cilindros.

A Figura 4 apresenta os perfis usinados aplicados na simulação, aplicados tanto para o cilindro de encosto quanto para o de trabalho. Os resultados das simulações estão apresentados na Figura 5.

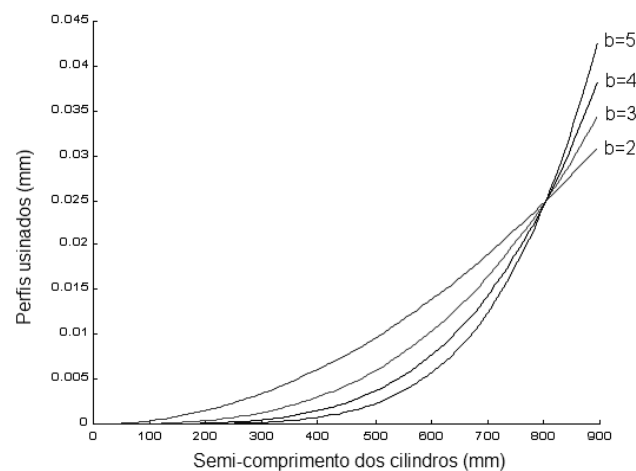


Figura 4 – Perfis usinados obtidos conforme o grau do polinômio adotado.

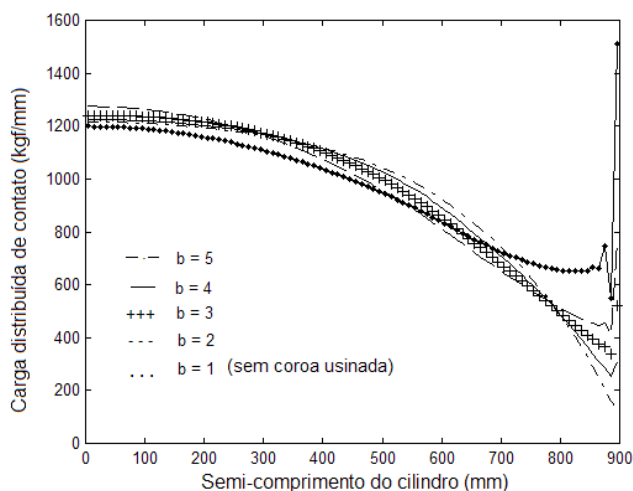


Figura 5 – Resultados da simulação para diferentes perfis usinados em termos de carga distribuída de contato entre o cilindro de encosto e o de trabalho.

2.5 Efeito do Chanfro nos Extremos dos Cilindros

Como segunda aplicação do simulador foi feita a análise da distribuição da carga de contato de acordo com o chanfro aplicado ao cilindro de encosto.

Trata-se de um laminador com as seguintes características:

- 700 mm de diâmetro do cilindro de trabalho, sem coroa usinada
- 1.500 mm de diâmetro do cilindro de apoio, sem coroa usinada
- Módulo de Young do cilindro de trabalho: 21.000 kgf/mm²
- Módulo de Poisson dos cilindros: 0.3
- Comprimento da face dos cilindros: 1.700 mm
- Comprimento do braço de contraflexão: 400 mm
- Largura da chapa: 1300 mm

Foram adotadas as seguintes características operacionais:

- Coeficiente de atrito (seco): 0.1
- Largura da tira: 1.300 mm
- Módulo de Young da tira: 21.000 kgf/mm²
- Módulo de Poisson da tira: 0.3
- Curva de fluxo (EPD), modelo de Ludwik: $0.1+78.8\varepsilon^{0.249}$ kgf/mm²
- Espessura inicial: 5 mm
- Espessura final: 4 mm
- Coroa absoluta inicial: 0 micrômetros
- Coroa relativa inicial: 0 %
- Coroa da chapa medida a 25 mm da borda da tira

Aplicaram-se 3 tipos diferentes de chanfros,^(40,41) conforme pode ser visto na Figura 6. A curva indicada como “1” representa a situação em que não se aplica nenhum chanfro. A curva indicada pelo número 2 representa um chanfro linear (*straight chamfer*) com 64 mm de comprimento e 0,1 mm de altura nos extremos do cilindro de encosto, e a indicada com o número 3 representa um chanfro linear com 100 mm de comprimento e 0,2 mm de altura.

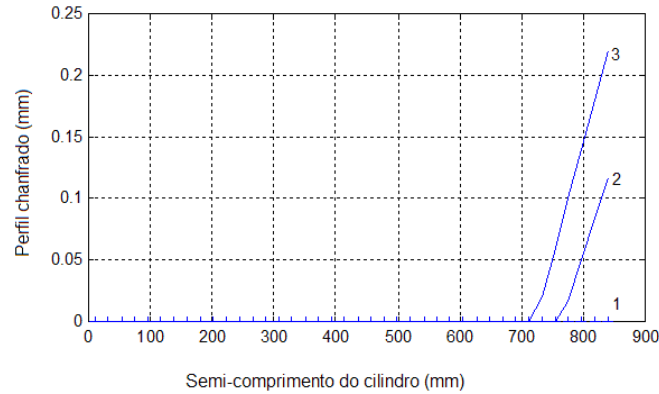


Figura 6 – Perfis dos 3 chanfros aplicados na simulação.

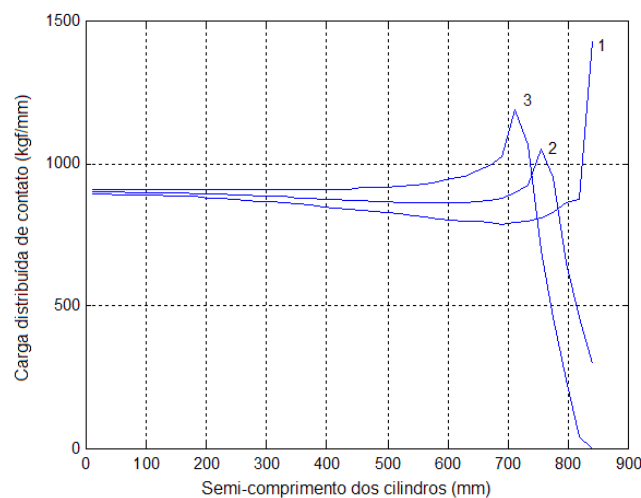


Figura 7 – Distribuição de carga de contato entre os cilindros para os 3 tipos diferentes de chanfros aplicados.

Os resultados da simulação, em termos de distribuição da carga de contato, podem ser vistos na Figura 7.

Pode se observar da Figura 7 que a aplicação do chanfro linear (*straight chamfer*) 2 possibilitou a redução do pico da carga de contato entre os cilindros de 1.440 kgf/mm para 1.050 kgf/mm. Já a aplicação de um chanfro linear 3 resultou em um pico de 1.200 kgf/mm, porém com a redução até zero ao longo do restante do cilindro.

Outro resultado interessante é que a redução na espessura ao longo da transversal da chapa (medida pela variável conhecida como “coroa”) vai diminuindo progressivamente, conforme pode ser visto na Figura 8:

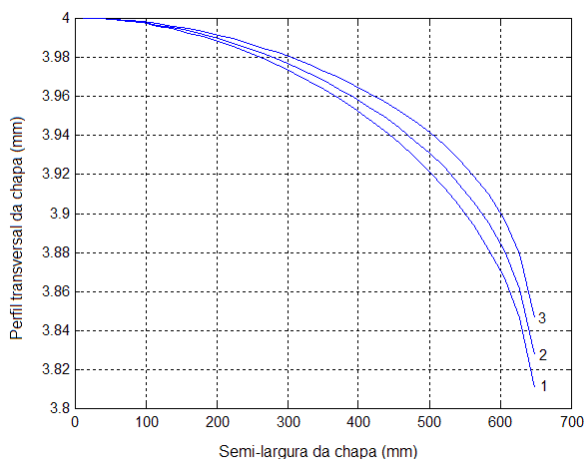


Figura 8 – Perfis transversais das chapas laminadas para os 3 chanfros diferentes.

2.6 Efeito do Desgaste do Cilindro de Trabalho

A terceira aplicação do simulador considerou a aplicação de um perfil retificado do cilindro de trabalho com um desgaste uniforme ao longo de 1.500 mm de comprimento, que é a largura da chapa laminada. O equipamento possui as mesmas características do laminador analisado no caso da análise do efeito do chanfro, exceto que a chapa possui uma coroa de entrada de 50 μm e se utilizam cilindros com coroas usinadas e desgastadas (média de 0,1 mm de desgaste).

Foram consideradas quatro configurações: a) Com desgaste e com coroa usinada; b) Sem desgaste e sem coroa usinada; c) Com desgaste e sem coroa usinada, e d) Sem desgaste e com coroa usinada. Os resultados estão apresentados nas Figuras 9, 10 e 11.

Pode-se observar neste caso que o desgaste tende a aumentar o valor da carga de laminação (Tabela 1). A coroa da chapa tende a diminuir com o aumento do desgaste (Tabela 1), mas a pressão de contato pouco se modificou devido ao desgaste, com exceção da região dos extremos dos cilindros.

Tabela 1 - Carga total de laminação e coroa para cada caso

Caso	a (com desgaste, com coroa)	b (sem desgaste, sem coroa)	c (com desgaste, sem coroa)	d (sem desgaste, com coroa)
Carga total de laminação (kgf)	1.564.466,0	1.660.048,0	1.676.106,0	1.550.423,4
Coroa relativa (%)	-0,72	3,93	4,78	-1,47

3 CONCLUSÕES

O modelo implementado que simula laminadores quádruplos foi aplicado a três diferentes casos, e seus resultados são comentados a seguir.

A análise do caso dos perfis usinados demonstrou que pequenas variações nos perfis dos cilindros pode levar a grandes variações em termos de carga distribuída de contato, podendo surgir picos indesejáveis nos extremos.

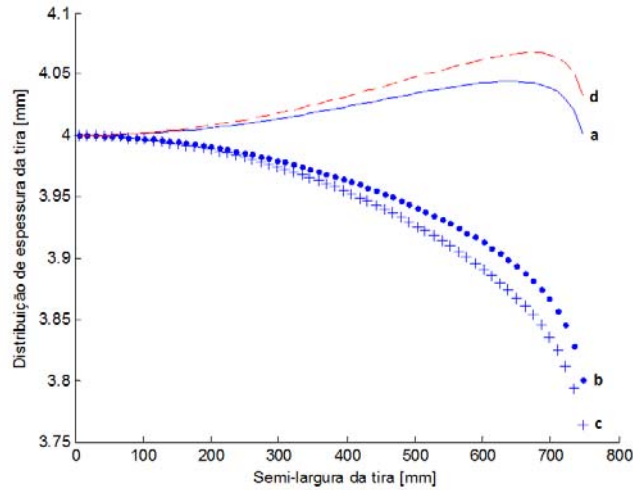


Figura 9 - Distribuição de espessuras ao longo de meia largura da chapa.

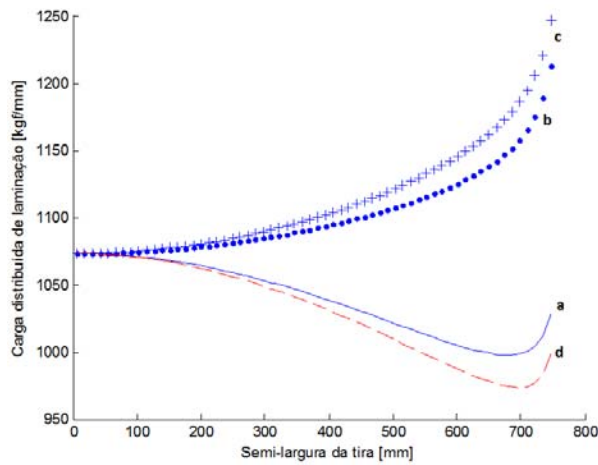


Figura 10 - Carga distribuída de laminação ao longo de meia largura da chapa.

Observa-se que à medida em que se eleva o grau do polinômio ocorre o desaparecimento gradual do pico de carga nos extremos dos cilindros (Figuras 4 e 5). Isso sugere que pequenas variações nos perfis dos cilindros, seja por expansão térmica e/ou por desgaste ou por algum outro motivo, podem fazer surgir picos de carga indesejáveis.

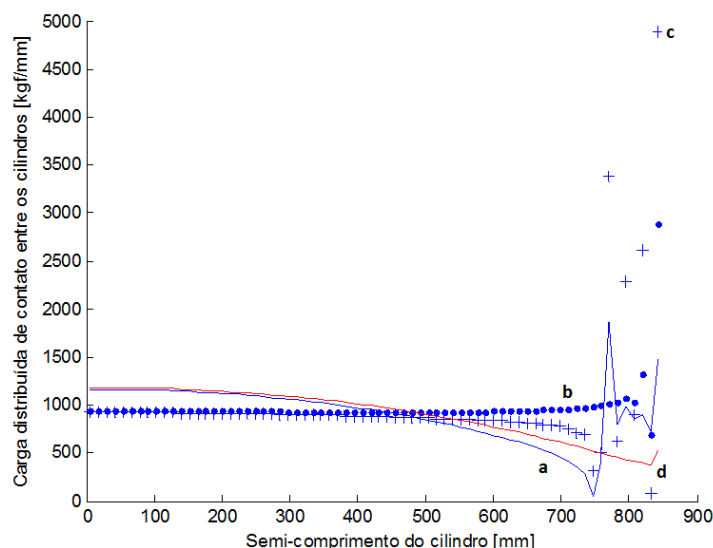


Figura 11 - Carga distribuída de contato entre os cilindros.

O segundo caso analisado demonstrou a possibilidade de se aplicar o simulador na determinação da nova carga distribuída de contato ao se aplicar um chanfro nos extremos. Essa prática de chanframento é aplicada nos laminadores quádruplos baseando-se na prática adquirida. Um estudo aprofundado, com a simulação de diversos casos de chanframentos levará a uma maior compreensão do fenômeno e, assim, a uma sistematização dessa prática, hoje empírica.

Por fim, a simulação do laminador considerando o desgaste do cilindro de trabalho mostrou que ocorrem aumentos razoáveis na carga de laminação (cerca de 14 t a 16 t), causando, também, o aumento da coroa da chapa. Já a distribuição da pressão de contato variou pouco, com exceção das regiões extremas dos cilindros.

Ainda há muito a ser melhorado no simulador, especialmente no que se refere ao seu ajuste com dados reais industriais, apesar do mesmo ter sido validado com vários resultados experimentais encontrados em artigos técnicos. Outro ponto a ser melhorado refere-se ao aperfeiçoamento do módulo de contato, de modo a possibilitar situações em que os cilindros não estão completamente unidos.

Agradecimentos

Os autores gostariam de agradecer ao CEFET-MG pelo financiamento do presente trabalho.

REFERÊNCIAS

- 1 SHIGAKI, Y. *A study on strip and plate rolling through a mathematical-numerical model for a 4-high mill*, D. Sc. Thesis, Universidade Federal de Minas Gerais (2001).
- 2 STONE, M. D.; GRAY, R. *Theory and practical aspects in crown control*, Iron and Steel Engineer Year Book, (1965) pp. 657-667.
- 3 FAZAN, B. **Título do artigo**. *Revue de Métallurgie*, v. ?, n.?. p. 1003-p.final, nov. 1960.
- 4 TOZAWA, Y.; UEDA, M. *Analysis to obtain the pressure distribution from the contour of deformed roll*, Tetsu to Hagane, pp. 29-37, **11**, no. 108, 1970-1.
- 5 SHOHET, K. N.; TOWNSEND, N. A. *Roll bending methods of crown control in four-high plate mills*, Journal of the Iron and Steel Institute, (Nov. 68) 1088-1098.

- 6 KUHN, H. A.; WEINSTEIN, A. S. *Lateral distribution of pressure in thin strip rolling*, Journal of Engineering for Industry, Transactions of the ASME, pp. 453-460, maio, 1970.
- 7 O'CONNOR, H. W.; WEINSTEIN, A. S. *Shape and flatness in thin strip rolling*, Journal of Engineering for Industry, Transactions of the ASME, pp. 1113-1123, novembro 1972.
- 8 PAWELSKI, O.; TEUTSCH, H. *A mathematical model for computing the distribution of loads and thickness in the width direction of a strip rolled in four-high cold-rolling mills*, Engineering Fracture Mechanics, 21, no.4, (1985) 853-859.
- 9 GUO, R.-M. *Prediction of strip profile in rolling process using influence coefficients and Boussinesq's equations*, Transactions of the ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering, pp. 220-226, **119**, maio 1997.
- 10 ZIENKIEWICZ, O. C.; JAIN, P. C.; OÑATE, E. *Flow of solids during forming and extrusion: some aspects of numerical solutions*, Int. J. Solids Structures, **14**, pp. 15-38, 1978.
- 11 LI, G.-J.; KOBAYASHI, S. *Rigid-plastic finite-element analysis of plane strain rolling*, Journal of Engineering for Industry, Transactions of ASME, **104**, pp. 55-64, fevereiro, 1982.
- 12 MORI, K.; OSAKADA, K. *Simulation of three-dimensional deformation in rolling by the finite-element method*, Int. J. Mech. Sci., **26**, No. 9-10, pp. 515-525, 1984.
- 13 GINZBURG, VLADIMIR B. *Strip profile control with flexible edge backup rolls*, International Rolling Mill Consultants, Inc., Pittsburgh, Pa., 1987.
- 14 MALINOWSKI, Z.; LENARD, J. G. *Experimental substantiation of an elastoplastic finite element scheme for flat rolling*, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, **104**, pp. 1-17, 1993.
- 15 EDBERG, J.; LINDGREN, L.-E. *Efficient three-dimensional model of rolling using an explicit-element formulation*, Communications in Numerical Methods in Engineering, **9**, pp. 613-627, 1993.
- 16 KIHARA, J. *Application of boundary element method to rolling technology with special respect to flatness and crown of plate and sheet*, ISIJ International, **31**, No. 6, pp. 543-549, 1991.
- 17 SHANGWU, X.; RODRIGUES, J. M. C.; MARTINS, P. A. F. *Simulation of plane strain rolling through a combined finite element-boundary element approach*, Journal of Material Processing Technology, 96, pp.173-181, novembro, 1999.
- 18 YANAGIMOTO, J. and KIUCHI, M. *Three-dimensional simulation system for coupled elastic/rigid-plastic deformations of rolls and workpieces in strip rolling processes*, NUMIFORM 1992
- 19 YAMADA, K.; OGAWA, S. and ATAKA, M. *Three-dimensional analysis of flat rolling using rigid-plastic finite element method coupled with roll deformation analysis*, NUMIFORM 1992
- 20 MITAI, Y. and IRIBE, H. *Analysis of strip rolling by three-dimensional rigid-plastic FEM*, Nippon Steel Technical Report, no. 52, janeiro 1992.
- 21 HOLLANDER, F.; REINEN, A. G. *Automatic shape control – Hoogoven's 88-in hot strip mill*, AISE Yearly Proceedings, (1976) 135-143.
- 22 GUO, R.-M. *Computer model simulation of strip crown and shape control*, Iron and Steel Engineer, pp. 35-42, novembro, 1986.
- 23 HSU, Y. W. *Mathematical model of sheet flatness and profile during flat rolling*, 4th International Steel Rolling Conference, pp. E.10.1-E.10.8, junho 1987.
- 24 ISHIKAWA, T.; TOZAWA, Y.; NAKAMURA, M.; KATO, T. *Fundamental study on the profile and shape of the rolled strip*, Proc. Int. Conf. on Steel Rolling, Tokyo, (1980) 772-783.
- 25 FINSTERMANN, G.; ZEMAN, K. *Profile and flatness in hot strip mills*, VAI Rolling Mill Info, Technical Report, Version 2, Ver. 1.2, 1996.
- 26 OGAWA, S.; HAMAUZU, S.; MATSUMOTO, H.; KAWANAMI, T. *Prediction of flatness of fine gauge strip rolled by 12-high cluster mill*, ISIJ International, **31**, no. 6, pp. 599-606, 1991.

- 27 MIZUTA, A.; HATTORI, S.; YAMAGUCHI, Y.; TSUJI, K. *Journal of the Japan Society for Technology of Plasticity*, **23**, 1982.
- 28 BERGER, B.; PAWELSKI, O.; FUNKE, P. *Die beeinflussung des dickenprofils von bändern und Blechen durch walzenbiegeeinrichtungen*, *Stahl und Eisen*, 96, No. 8, (1976) 377-381.
- 29 KIZAKI, K.; SATO, K. *Roll Deformation Analysis of Rolling Mill*, *IHI Engineering Review*, 1983.
- 30 GUO, R.-M. *Development of a mathematical model for strip thickness profile*, *Iron and Steel Engineer*, pp. 32-39, setembro 1990.
- 31 GINZBURG, V. B. *Steel-rolling technology: theory and practice*, Marcel Dekker Inc., New York and Basel, 1989.
- 32 WATTS, A. B.; FORD, H. *On the basic yield stress curve for a metal*, *Proc. Instn. Mech. Engrs.*, **169**, pp. 1141-1149, 1955.
- 33 GUILLERAULT, J. P.; BASEOTTO, G.; RATTE, P. *Development of a cold rolling flatness model*, *Proceedings 4th International Steel Rolling Conference*, Deauville, Junho, 1987.
- 34 VON KÁRMÁN, T. *On the theory of rolling*, *Z. Angew. Math. Mech.*, **5**, pp. 130-141, 1925.
- 35 OROWAN, E. *The calculation of roll pressure in hot and cold flat rolling*, *PROC. INST. MECH. ENGRS.*, 150, pp.140-167, 1943
- 36 BLAND, D. R.; FORD, H.; ELLIS, F.; *Cold rolling with strip tensions*, *Journal of the Iron and Steel Institute*, **168**, 1951.
- 37 ALEXANDER, J. M. *On the theory of rolling*, *Proc. R. Soc. Lond. A.* **326**, pp. 535-563, 1972.
- 38 HELMAN, H.; CETLIN, P. R. *Fundamentos da Conformação Mecânica dos Metais*, Artiber. 2ª ed. São Paulo, 2005.
- 39 HITCHCOCK, J. H. *Elastic deformation of rolls during cold rolling*, ASME Research Publication Roll Neck Bearings, (1935).
- 40 DECULTIEUX, F., HOFFMAN, M., ADAMS, T.: *Backup Roll Chamfer Design, Profile and Maintenance*. *Material Science & Technology 2004*, 26th – 29th September 2004, New Orleans, Louisiana. pp. 311 – 321.
- 41 HADJUK, D.; CORNELIO, G. T.; BERNARDES, F. G. *Computer modelling for better BUR performance*, 46o Seminário de Laminação - Processos e Produtos Laminados e Revestidos, outubro 2009.