

UMA ABORDAGEM NUMÉRICA PARA DETERMINAÇÃO DE TENSÕES E DEFORMAÇÕES EM CILINDROS DE LAMINADORES QUÁDRUOS¹

Yukio Shigaki²
André Luiz Martins Pires Horta³
Félcio Bruzzi Barros⁴
Jánes Landre Junior⁵

Resumo

Foi desenvolvida uma abordagem numérica para determinar as tensões e deformações em cilindros de laminadores quádruos, através do Método dos Coeficientes de Influência (MCI) e do Método de Elementos Finitos (MEF), incluindo o efeito da carga de torque nos cilindros. Observa-se que a presente abordagem combinando os dois métodos resulta em distribuições de tensão que servirão para o correto dimensionamento dos cilindros de laminação.

Palavras-chave: Laminação de produtos planos; Cilindros; Elementos finitos; Método dos coeficientes de influência.

A NUMERICAL APPROACH ASSESSING STRESSES AND STRAINS IN ROLLS OF FOUR-HIGH ROLLING MILLS

Abstract

A numerical approach was developed in order to calculate the stresses and strains for the rolls of 4-hi rolling mills through the Influence Coefficients Method and the Finite Element Method. This new approach combining both methods yields the stress and strain distribution for a better design of the rolls.

Key words: Rolling flat products; Rolls; Finite element.

¹ Contribuição técnica ao 46º Seminário de Laminação – Processos e Produtos Laminados e Revestidos, 27 a 30 de outubro de 2009, Santos, SP.

² D. Sc., Professor do Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais – CEFET-MG, Membro da ABM.

³ Mestre em Modelagem Matemática e Computacional – CEFET-MG

⁴ D. Sc., Professor da Universidade Federal de Minas Gerais, Departamento de Estruturas.

⁵ D. Sc., Professor da Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais.

1 INTRODUÇÃO

Atualmente existe uma preocupação constante em reduzir custos e produzir com mais qualidade. O setor siderúrgico tem buscado, dessa forma, alternativas que melhorem a qualidade dos produtos laminados, preocupando-se com a redução de perdas e o baixo custo do produto final.

Um dos processos que auxiliam e têm alavancado a modernização na produção de chapas refere-se ao uso de simuladores computacionais.

Graças ao advento dos computadores, os métodos numéricos que antes se demonstravam inviáveis na prática tornaram-se aplicáveis com grande precisão. Por exemplo, o método de cálculo de carga de laminação desenvolvido por von Kármán pode ser resolvido sem simplificações (através do método de Runge-Kutta de 4ª ordem), aumentando a sua precisão. Laminadores podem ser modelados através do Método dos Elementos Finitos (MEF), sendo possível identificar regiões de concentração de tensão, deformação etc. Já a deformação da chapa também pode ser simulada via elementos finitos, porém a sua solução não é direta por envolver grandes deformações plásticas e não linearidade material.

No presente trabalho faz-se uma nova abordagem para a determinação da distribuição de tensões e deformações em cilindros de laminação em laminadores quádruplos. Desenvolveu-se um simulador que utiliza basicamente dois métodos: o Método dos Coeficientes de Influência (MCI), que fornece a carga de laminação aplicada ao longo do cilindro de trabalho em contato com a chapa, e o Método de Elementos Finitos (MEF) que determina as tensões e deformações nos cilindros de laminação a partir das cargas obtidas pelo MCI.

Uma das grandes vantagens de se utilizar esta abordagem deve-se à simplificação do cálculo da carga de laminação, distribuída ao longo da largura da chapa, evitando-se, assim, o modelo não linear de deformação da chapa via elementos finitos.

Os cilindros dos laminadores estão sujeitos a desgastes, lascamentos, trincas e fadiga, e esses modos de falha podem ser acelerados diante de dimensionamentos imprecisos e/ou modificações nos perfis dos cilindros. E pequenas variações no perfil usinado do cilindro podem levar ao surgimento de picos de tensões localizadas. Graças ao MEF tornou-se possível determinar as tensões e deformações, possibilitando a identificação dessas regiões mais críticas.

O programa MCI/Berger foi desenvolvido por Shigaki⁽¹⁾ em linguagem de programação do Matlab. A teoria do software pode ser encontrada em Pawelski e Teutsch⁽²⁾ e Berger, Pawelski e Funke.⁽³⁾ Um software comercial de desenho 3D (Solidworks) e elementos finitos (Cosmos) foi utilizado para essa parte da simulação.

2 MÉTODO DOS COEFICIENTES DE INFLUÊNCIA

O Método dos Coeficientes de Influência, ou simplesmente MCI, foi inicialmente aplicado à determinação da deflexão de cilindros de laminação por Shohet e Townsend.⁽⁴⁾ Este método calcula a deflexão elástica dos cilindros devido à flexão, à força cortante e ao efeito Poisson através dos coeficientes de influência, discretizando a tira e os cilindros em fatias transversais, como pode ser observado na Figura 1.⁽⁵⁾

Posteriormente diversos autores aperfeiçoaram o MCI aplicado ao cálculo de deflexão de cilindros de laminação. Pawelski et al. aplicaram o modelo de cálculo de achatamento de cilindros desenvolvido por Berger, Pawelski e Funke.⁽³⁾ Este baseia-

se nas equações de Boussinesq da teoria da elasticidade. Shigaki⁽¹⁾ aplicou os coeficientes de influência de achatamento localizado tanto no contato entre os cilindros como no contato entre a chapa deformada e o cilindro de trabalho e desenvolveu um algoritmo para solução dos perfis de compatibilidade na interface entre os cilindros. Hacquin et al.⁽⁶⁾ desenvolveram um modelo semi-analítico, aperfeiçoando o perfil na transição entre a parte lateral da chapa e o cilindro de trabalho, e Jiang, Wei e Tieu.⁽⁷⁾ consideraram a possibilidade de contato cilindro-cilindro nos extremos (*roll kiss*) para a laminação de chapas ultra finas.

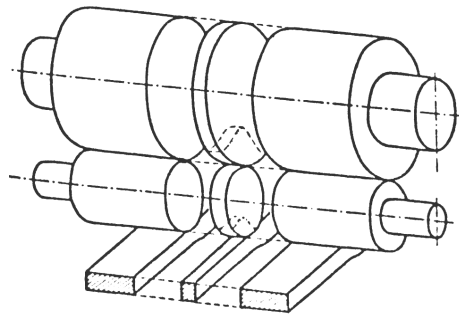


Figura 1: Discretização do laminador quádruo no MCI.⁽⁵⁾

Uma vez determinados os coeficientes de cálculo de deflexão e achatamento dos cilindros, montam-se as equações de cálculo da deflexão para cada cilindro, superpondo os deslocamentos por flexão, cisalhamento e achatamento localizado.

O MCI tem demonstrado ser um método de comprovada precisão, sendo bastante poderoso na solução de problemas de distribuição transversal da espessura de chapas, segundo Guo.⁽⁸⁾ Deve-se, porém, citar alguns pontos discutíveis a respeito do modelo:⁽⁹⁾

- calcula os coeficientes de influência baseado nas equações de deflexão de uma viga simples;
- simplifica um problema tridimensional em um unidimensional;

Este programa, denominado MCI/Berger foi programado em linguagem MATLAB, e adaptado para simular laminadores duos e quádruos. Ele prevê o perfil da chapa e as cargas de laminação e as cargas de contato entre os cilindros. Este programa foi desenvolvido e validado por Shigaki.⁽¹⁾

Como características principais do método MCI/Berger, podem-se citar:

- as deflexões elásticas dos cilindros devido à flexão e ao cisalhamento são obtidas através dos coeficientes de influência, discretizando a chapa em fatias longitudinais e cilindros em cortes transversais, conforme a Figura 1;
- aplica o modelo de cálculo de carga através do Método de Bland-Ford⁽¹⁰⁾ para cada fatia e Hitchcock⁽¹¹⁾ para o raio deformado (supõe estado plano de deformação para cada tira);
- os achatamentos são calculados através do modelo de Berger;
- assume-se contato completo ao longo dos cilindros de trabalho e encosto.

3 LAMINADOR QUÁDRUO E CARACTERÍSTICAS OPERACIONAIS

As Tabelas 1 e 2 apresentam os dados do modelo de laminador quádruo selecionado para a simulação, encontrados em Pawelski e Teutsch.⁽²⁾ Trata-se de um laminador quádruo de laboratório. A espessura inicial da chapa é de 4,5 mm, com uma largura de 350 mm, que é reduzida a 3,89 mm no primeiro passe.

Tabela 1. Características do laminador

Características	
Diâmetro do cilindro de trabalho	125 mm
Diâmetro do cilindro de apoio	300 mm
Comprimento da face dos cilindros	400 mm
Comprimento do braço de contraflexão	100 mm

Tabela 2. Dados operacionais do laminador

Dados Operacionais	
Largura da tira	350 mm
Módulo de Young da tira	21.000 kgf/mm ²
Módulo de Poisson da tira	0,3
Espessura inicial	4,5
Número de fatias do semi-cilindro	45

3.1 Modelo dos Cilindros em Elementos Finitos

Os cilindros do laminador quádruo selecionado foram modelados no programa Solidworks, e o programa de elementos finitos utilizado foi o Cosmos. Este programa permite utilizar elementos tetraédricos quadráticos que, além de boa precisão, permitem contornar suavemente a curvatura dos cilindros. O *solver* do programa também é bastante eficiente, baseado no método iterativo dos gradientes conjugados.

Dada a simetria geométrica e de carregamento, aplicou-se a simetria nesse estudo de forma a reduzir o tamanho do problema pela metade, permitindo assim uma economia de tempo de processamento e a obtenção de resultados mais precisos. Caso não se aplique o torque, os cilindros poderiam ser ainda mais simplificados, utilizando-se apenas $\frac{1}{4}$ do mesmo.

Pode-se observar na Figura 5 as condições de contorno aplicadas no modelo. A carga de laminação aplicada ao modelo em elementos finitos foi calculada pelo MCI/Berger, e o valor para o primeiro está mostrada na Tabela 3.

Conforme foi mencionado anteriormente, foram modeladas duas situações de carga: considerando o torque e não o considerando. Observa-se da literatura que os modelos em elementos finitos não consideram esse esforço no cálculo do perfil da chapa laminada. Deseja-se, assim, verificar o porquê de não considerarem o torque, e se isso não influi nos resultados de perfis da chapa e tensões nos cilindros.

Cada modelo de laminador teve gerada a sua malha até que os resultados convergissem satisfatoriamente.

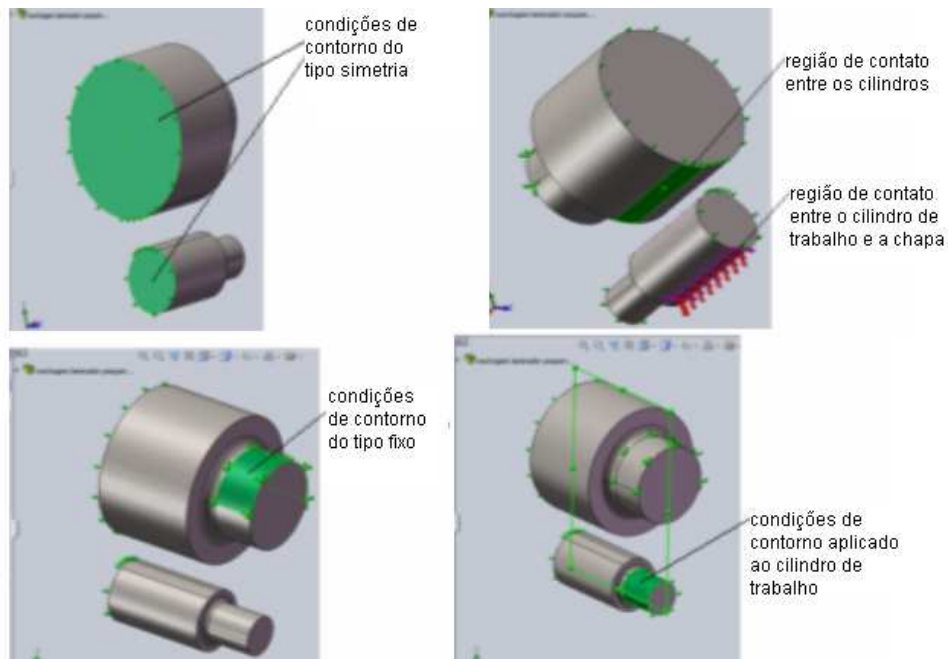


Figura 5. Aplicação das condições de contorno.

Tabela 3. Resultado das cargas dos modelos obtidas pelo programa MCI/Berger.

Espessuras finais (mm)	Carga de laminação (kgf)
3,89	99210,05

4 RESULTADOS

Apresentam-se, a seguir, os resultados obtidos pela abordagem numérica proposta.

Pode-se observar pela Figura 6 o resultado do deslocamento vertical máximo no modelo do laminador.

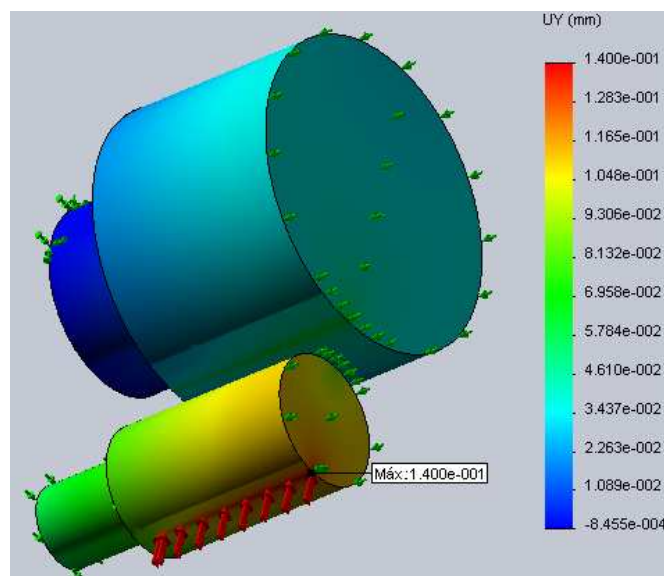


Figura 6. Resultado do deslocamento máximo vertical sem o torque.

As Figuras 7 e 8 apresentam os resultados da pressão de contato (PC) entre os cilindros de trabalho e encosto obtidos pelo programa Cosmos, sem aplicação do torque. Dessa forma é possível observar a distribuição e a magnitude da pressão de contato.

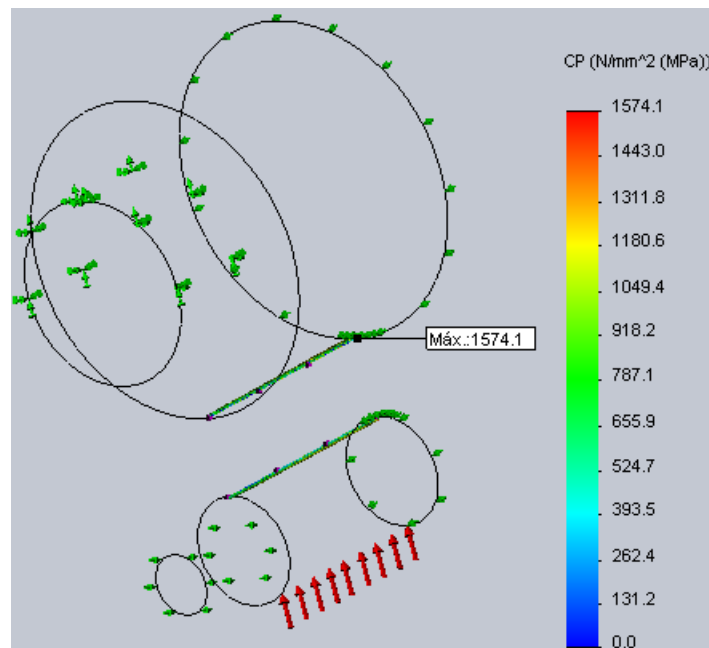


Figura 7. Pressão de contato entre os cilindros, sem o torque.

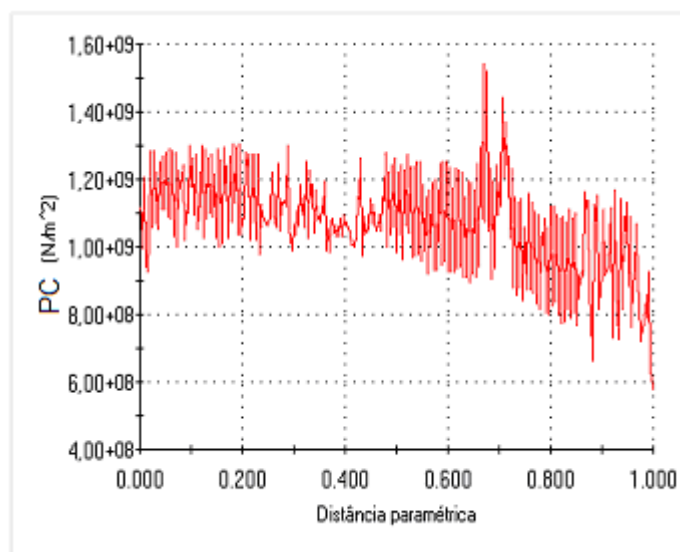


Figura 8. Resultado gráfico PC fornecido pelo programa COSMOS, sem o torque.

A Figura 9 mostra os resultados da tensão de von Mises, sem aplicação do torque. Como se pode observar, a tensão máxima foi de 848.4 MPa localizada no centro do cilindro.

A Figura 10 mostra a malha de elementos finitos gerada. A malha possui 202451 nós, 135908 elementos tetraédricos quadráticos com tamanho médio do elemento de 13,7 mm. Como se pode também observar, as regiões de contato entre os cilindros e contato da chapa com o cilindro de trabalho foi especialmente refinada, atingindo-se um tamanho médio de 5 mm, menor que o comprimento do arco de contato (em média de 8 mm).

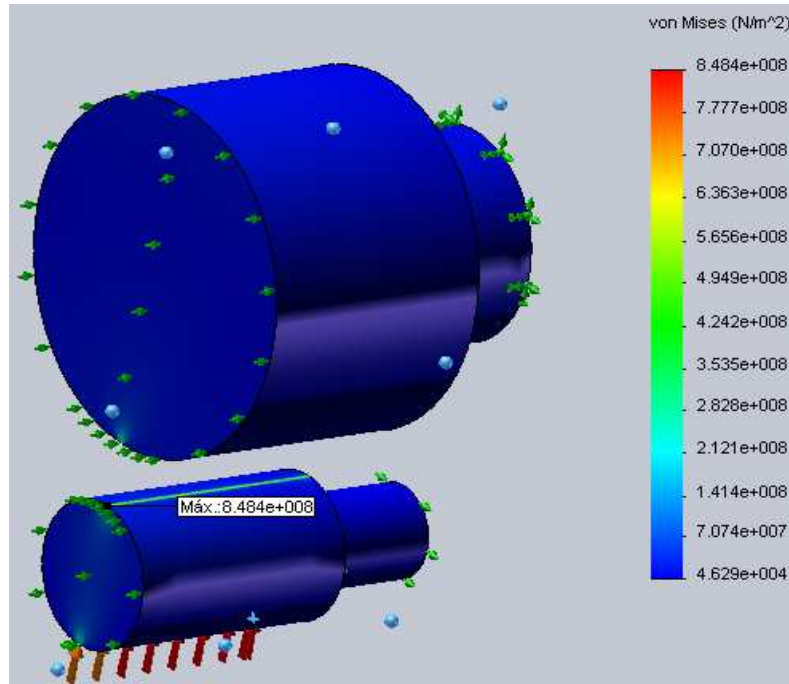


Figura 9. Resultado da tensão de Von Mises, sem o torque.

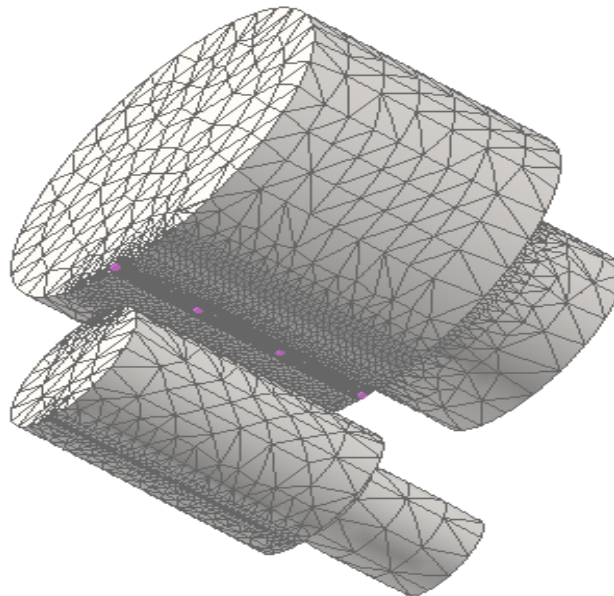


Figura 10. Malha refinada.

Tabela 4 Resultados de tensão e deslocamento vertical do laminador.

Análise	Tensão máxima de von Mises (MPa)	Deslocamento máximo vertical (mm)
Com o torque	875,6	0,14
Sem o torque	848,4	0,14

A Tabela 4 apresenta, de forma resumida, as tensões máximas e deslocamentos verticais máximos, com e sem o torque. Observa-se que as tensões

se elevam em cerca de 27 MPa quando se aplica o torque, mas os deslocamentos não sofrem alteração.

Apesar de haver uma ligeira elevação da tensão, deve-se observar que se trata de uma região muito localizada, e que a sua distribuição no restante dos cilindros é bastante semelhante nos casos com e sem a aplicação do torque.

A Figura 11 apresenta o perfil obtido pelo MCI/Berger (linha contínua) e o obtido pelo método de elementos finitos (pontos). Observa-se uma boa concordância entre as duas curvas.

Essa figura apresenta o perfil do primeiro passe, onde a chapa sofreu uma redução de 4,5 mm para 3,89 mm. De posse dos resultados calcularam-se as coroas absoluta e relativa. A espessura para cálculo da coroa foi tomada a 25 mm da borda da chapa.

Foram obtidos os seguintes valores:

MCI/Berger: Coroa relativa $C_{r25} = (3,89 - 3,835)/3,89 = 0,055/3,89 = 0,014$ ou 1,4%
(Coroa absoluta $C_j = 0,055$ mm)

MEF 3D: Coroa relativa $C_{r25} = (3,89 - 3,85)/3,89 = 0,04/3,89 = 0,0102$, ou 1,02%
(Coroa absoluta $C_j = 0,04$ mm)

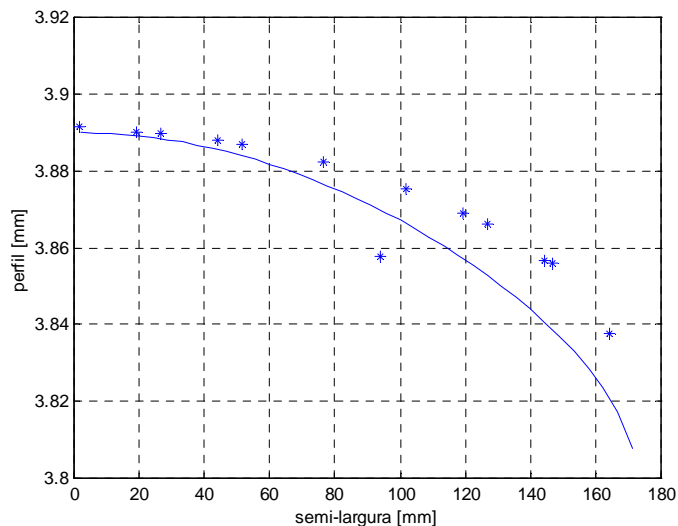


Figura 11: Resultados do perfil da chapa via MEF e MCI/Berger.

O erro máximo relativo entre as espessuras = $3,835 - 3,85 / 3,835 = -0,015$ ou -1,5%

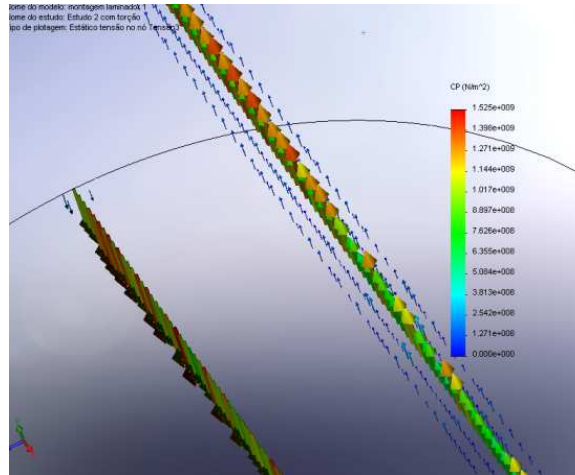


Figura 12. Diferenças nas pressões de contato do cilindro de trabalho e encosto.

Outro fato importante refere-se à distribuição de pressão do cilindro de trabalho, pois verifica-se que o mesmo não se comporta de forma semelhante ao do cilindro de encosto, conforme mostra a Figura 12. É possível identificar as pressões de contato ao longo da linha central, com pouquíssima pressão localizada fora dessa linha no cilindro de trabalho.

Deve-se observar que a distribuição de pressão de contato deveriam ser as mesmas devido ao efeito de ação/reação e pelo fato das áreas de contato serem iguais.

Pode-se observar pelas Figuras 13 e 14 que as pressões de contato obtidas pelo MEF e as obtidas pelo MCI/Berger são bastante semelhantes.

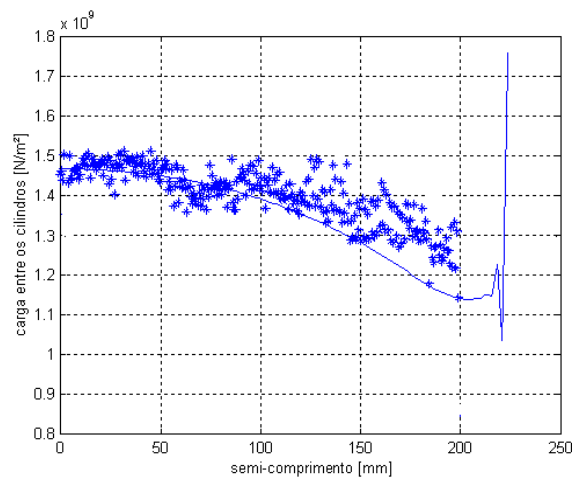


Figura 13. Pressão de contato entre cilindros, fornecidas por MCI/Berger (linha contínua) e MEF (linha pontilhada) considerando o torque.

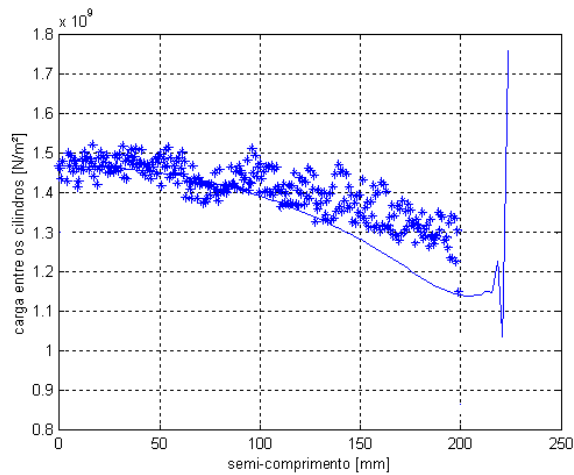


Figura 14. Pressão de contato entre cilindros obtidas por MCI/Berger (linha contínua) e MEF (linha pontilhada) sem o torque.

5 CONCLUSÕES

A Tabela 5 condensa os resultados referentes aos perfis de contato do laminador.

Uma das possibilidades que explicam essa diferença entre os resultados da coroa fornecido por cada método pode estar relacionada com o contato do MCI/Berger em aproximar o cilindro tridimensional por um unidimensional. Outro motivo que justifique essa diferença pode ser devido ao fato do modelo em elementos finitos detalhar o pescoço do cilindro de encosto, resultando numa deflexão mais precisa.

Apesar de existir um pequeno erro pode-se concluir que a forma de ambos os perfis é também muito semelhante, não havendo influência do torque sobre o mesmo (Figura 11).

Pode-se concluir, com base nos resultados, que o erro máximo relativo da espessura da chapa no laminador sem o torque foi maior que o erro relativo máximo sem o torque. Isto nos permite concluir que sem o torque o perfil obtido pelo MCI/Berger é bem mais próximo do perfil obtido via elementos finitos.

Tabela 5. Análise dos resultados dos perfis dos laminadores 1 e 2

Análise		C_{r25} (%)	C_J (mm)	Erro máximo relativo (%)
Laminador sem torque	MCI	1,4	0,05	-0,3
	MEF	1,1	0,042	
Laminador com torque	MCI	1,4	0,055	-1,5
	MEF	1,02	0,04	

Dessa forma o erro percentual de um modo geral, foi muito baixo, praticamente imperceptível.

Pode-se concluir que a adição do torque no modelo não modifica significativamente os resultados de tensão máxima e deflexão máxima. Esta conclusão é bastante importante, pois afirma que não é necessário preocupar-se

com a carga devida ao torque para simular o funcionamento de um laminador, quando se estiver preocupado com tensões e deflexões.

Com relação à pressão de contato pode-se concluir que os resultados do método de elementos finitos foram ligeiramente maiores que no MCI/ Berger (como se pode observar nas Figuras 13 e 14) pelo fato do mesmo levar e conta o valor médio das pressões de contato, representando o resultado médio em uma única linha, conforme ilustra a Figura 15.

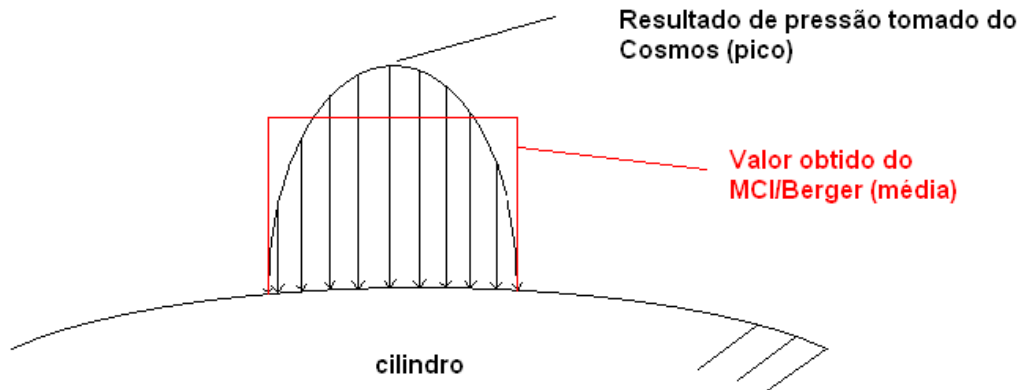


Figura 15. Representação da pressão de contato, em uma seção transversal do cilindro.

Uma vez que o programa MCI/Berger foi validado com resultados experimentais, pode-se afirmar que a presente abordagem é confiável e pode ser utilizada na determinação das tensões e deformações nos cilindros de laminação.

Pode-se concluir, assim, através das análises anteriores, que o modelo pode ser aplicado para análise dos cilindros de laminadores quádruplos com precisão dentro do que é requerido em engenharia, num tempo relativamente pequeno em comparação com o processo de laminação totalmente modelado no MEF.

Agradecimentos

Os autores agradecem a Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de Minas Gerais – FAPEMIG - e ao CEFET-MG pelo suporte financeiro, além da Solidminas pelo empréstimo do software Solidworks, imprescindível ao 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 PAWELSKI, O. AND 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, pp. 853-859, 1985.
- 3 BERGER B. PAWELSKI O.; FUNKE, P. *Die beeinflussung des dickenprofils von bändern und Blechen durch walzenbiegeeinrichtungen*, Stahl und Eisen, 96, No. 8, pp. 377-381, 1976.
- 4 SHOHET, K. N.; TOWNSEND, N. A. *Flatness control in plate rolling*, Journal of the Iron and Steel Institute, pp. 769-775, 1971.

- 5 HOLLANDER, F.; REINEN, A. G. *Automatic shape control – Hoogoven's 88-in hot strip mill*, AISE Yearly Proceedings, pp. 135-143, 1976.
- 6 HACQUIN, A.; MONTMITONNET, P.; GUILLERAULT, J. P. *A three-dimensional semi-analytical model of rolling stand deformation with finite element validation*, Eur. J. Mech., A/Solids, 17, no 1, pp. 79-106, 1998.
- 7 JIANG, Z. Y.; WEI, D.; TIEU, A. K. *Analysis of cold rolling of ultra thin strip*, Journal of Materials Processing Technology, pp. 4584-4589, 209, 2009.
- 8 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, 1997.
- 9 GINZBURG, V. B. *Strip profile control with flexible edge backup rolls*, International Rolling Mill Consultants, Inc., Pittsburgh, Pa., 1987.
- 10 BLAND AND H. FORD *The calculation of roll force and torque in cold strip rolling with tensions*, Proc. Inst. Mech. Engrs 1948; (159):144-153.
- 11 HITCHCOCK, J. H. *Roll neck bearings*, Report of ASME Res. Committee, 1935.