

SIMULAÇÃO NUMÉRICA DO PRIMEIRO PASSE DE LAMINAÇÃO A FRIO DE UMA TIRA DE AÇO C-MN

Willian Costa do Nascimento ¹

Marcelo Costa Cardoso ²

Luciano Pessanha Moreira ³

Resumo

Este trabalho apresenta a modelagem pelo método de elementos finitos do primeiro passe do laminador quádruplo de tiras a frio da usina de aços planos da Companhia Siderúrgica Nacional. É proposto um modelo bidimensional considerando-se o cilindro de trabalho como superfície rígida em conjunto com as hipóteses de estado plano de deformação e material isotrópico com encruamento isotrópico não-linear. Uma tira de aço C-Mn de espessura nominal de 3,5 mm foi caracterizada por meio de ensaios de tração uniaxial em corpos de prova cortados na direção de laminação para avaliação de parâmetros de encruamento. No modelo de elementos finitos, o contato é definido pela lei de Coulomb para descrever o atrito entre as superfícies do cilindro de trabalho e da tira. Ademais, os valores industriais das tensões a ré e avante são inseridos como condições prescritas ao modelo de elementos finitos. As previsões numéricas de carga de laminação apresentam boa concordância com a medida industrial e o valor é determinado pelo método dos blocos.

Palavras-chave: Laminação a frio; Modelagem; Método de elementos finitos.

NUMERICAL SIMULATION OF THE FIRST COLD ROLLING PASS OF A C-MN STRIP STEEL

Abstract

This work presents the modeling by the finite element method of the first cold rolling pass of a four-high mill at the CSN steel plant. For this purpose, a two dimensional model is proposed considering the work-roll as a rigid surface together with the assumptions of plane-strain state for the strip and material isotropy with nonlinear isotropic work-hardening. A C-Mn steel strip with initial thickness of 3.5 mm was first characterized by means of uniaxial tensile tests in specimens cut along the rolling direction to evaluate the work-hardening parameters. In the finite element model, the contact is defined by means of the Coulomb's law to describe the friction between the work-roll and the strip surfaces. Moreover, the industrial back and forward tensions are also taken into account as prescribed conditions in the finite element model. The numerical predictions of the rolling load show a good agreement with the measured data and the forecasted value is determined with the slab-method.

Key words: Cold rolling; Modeling; Finite element method.

¹Engenheiro Metalúrgico, Mestrando, Programa de Pós-graduação em Engenharia Metalúrgica, Universidade Federal Fluminense, Gerência de Processos da Laminação, Companhia Siderúrgica Nacional, Rod. Lucio Meira, Km 5, Cep 27269-900, Volta Redonda, RJ, Brasil. E-mail: willian.costa@csn.com.br

²Engenheiro Civil, Mestrando, Programa de Pós-graduação em Engenharia Metalúrgica, Universidade Federal Fluminense – UFF, Av. dos Trabalhadores, 420, Cep 27255-125, Volta Redonda, RJ, Brasil. E-mail: marcelocardoso@metal.eeimvr.uff.br

³Engenheiro Mecânico, D.Sc., Professor Associado, Programa de Pós-graduação em Engenharia Metalúrgica, Universidade Federal Fluminense – UFF, Av. dos Trabalhadores, 420, Cep 27255-125, Volta Redonda, RJ, Brasil. E-mail: luciano.moreira@metal.eeimvr.uff.br

I INTRODUÇÃO

A demanda por materiais cada vez mais resistentes, com menor espessura final e cada vez mais largos, seja no seguimento automotivo, de construção civil, linha branca ou de folhas metálicas, tende a submeter a bobina a quente decapada a valores de redução total em sua espessura cada vez maiores durante o processo de laminação a frio. Estes fatores têm grande influência em um dos principais itens de controle de qualidade da tira laminada a frio: sua planicidade ou forma final, a qual deve ser adequada para continuidade do processo ao longo do fluxo produtivo e uso do produto no cliente final. O *set up* de redução por passe em um laminador a frio de planos é uma das etapas mais importantes desse processo de conformação mecânica. Ele visa a correta distribuição de cargas e torque do laminador sem exceder seus limites operacionais, obtendo produtos com precisão dimensional cada vez mais restritas em função das necessidades do mercado consumidor, minimizando o custo operacional de produção, redução dos desvios de qualidade, entre outros fatores. Neste sentido, várias pesquisas têm sido realizadas com a finalidade de se ter modelos cada vez mais precisos de previsão de carga em processos de laminação a frio ou a quente. A carga de laminação exerce uma influência direta no posicionamento da separação dos cilindros (*roll gap*), na deflexão dos cilindros de trabalho, a qual, mesmo em condições mínimas de desvio, tem influência na forma e tolerâncias de espessura e planicidade do produto final. Portanto, a possibilidade de prever a carga de laminação é de suma importância, pois permite o ajuste de parâmetros de processo objetivando-se propriedades desejadas para o material sob processamento, além de reduzir o número de paradas para troca de cilindros de laminação e prolongar a sua vida útil.

Neste contexto, o presente trabalho tem como objetivo propor a modelagem por elementos finitos do primeiro passe do laminador 3 de tiras a frio (LTF3) da Companhia Siderúrgica Nacional (CSN). No modelo proposto, são considerados os efeitos das tensões a ré e avante na laminação a frio de uma tira de aço C-Mn. Para fins de validação do modelo proposto, são realizadas comparações da previsão de carga de laminação com o valor médio medido no primeiro passe, assim como com o valor calculado a partir do modelo teórico de Bland-Ford,⁽¹⁾ este último empregado no *set-up* do LTF3 da CSN.

2 MODELAGEM

No presente trabalho são adotados os parâmetros de processamento de uma tira de aço C-Mn laminada a quente, cuja espessura nominal é igual a 3,5 mm. Para fins de descrição do comportamento plástico da tira de aço C-Mn, admite-se um material isotrópico definido pelo critério de von Mises em conjunto com a hipótese de encruamento isotrópico. O encruamento do aço C-Mn é avaliado a partir de dois ensaios de tração uniaxial reali-

zados em corpos de prova retirados paralelos ao sentido de laminação da tira. Para fins de modelagem, é realizado um ajuste segundo a equação de Swift, definida pela Equação 1, a partir das medidas verdadeiras de tensão (σ)-deformação plástica (ϵ^p) de um único ensaio:

$$\sigma = 618,24(0,0156 + \epsilon^p)^{0,236} \text{ MPa} \quad (1)$$

Os parâmetros da Equação 1 são determinados por meio do método de mínimos quadrados em um programa em linguagem Fortran, no qual se emprega o algoritmo de bisseção com tolerância de 10^{-6} na busca da raiz da função. A Figura 1 compara as previsões da Equação 1 com as medidas experimentais obtidas em tração, onde é preciso observar que o ajuste é realizado até o limite de resistência do material e apresenta uma boa concordância com o comportamento experimental.

Na modelagem por elementos finitos, são empregados os dados de processamento correspondentes ao primeiro passe do laminador de tiras a frio 3 (LTF3) da CSN (Tabela 1). As propriedades elásticas da tira de aço C-Mn são definidas com base na lei generalizada de Hooke pelos valores do módulo de Young $E = 207.000$ MPa e do coeficiente de Poisson $\nu = 0,29$. O LTF3 da CSN é composto por um trem de cinco laminadores quádruplos, conforme o esquema mostrado na Figura 2.

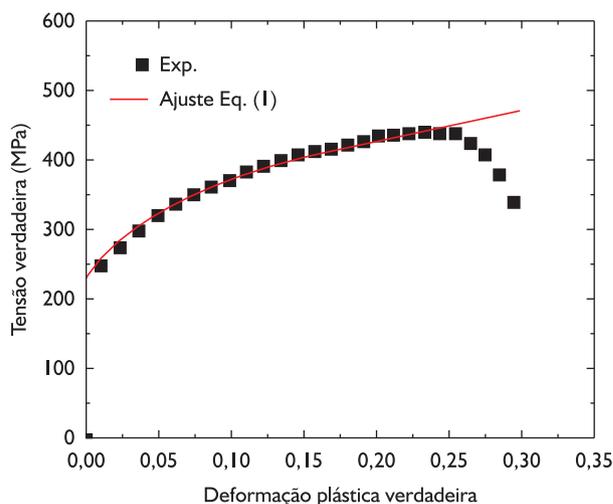


Figura 1. Comparação entre previsões da Equação 1 com os valores experimentais de medidas verdadeiras de tensão e deformação plástica, determinados a partir de ensaio de tração uniaxial.

Tabela 1. Dados do primeiro passe de laminação a frio da tira de aço C-Mn

Dados do processo	Valor	Unidade
Espessura de entrada	3,5	mm
Espessura de saída	2,4	mm
Redução de espessura	31,4	%
Raio do cilindro de trabalho	281,4	mm
Velocidade periférica do cilindro	478,9	mpm
Tensão total a ré	3,5	tf
Tensão total avante	32,3	tf

No modelo por elementos finitos é considerado somente o cilindro de trabalho descrito por uma superfície rígida, isto é, desprezando-se as deformações elásticas ocasionadas na região de contato entre tira e cilindro de trabalho em função da carga de laminação e, por conseguinte, negligenciando os efeitos de achatamento do cilindro de trabalho assim como a influência da rigidez do cilindro de apoio. O atrito entre a tira e o cilindro é descrito pela lei de Coulomb com valor do coeficiente de atrito estático $\mu = 0,06$. Em cilindros texturizados de equipamentos de alta velocidade, conforme o laminador LTF3 da CSN, os valores de coeficiente de atrito μ variam entre 0,06 a 0,12.⁽²⁾ Ademais, considerando-se o elevado valor definido pela razão entre a largura da bobina (1.061 mm) e a espessura da tira, apresentados na Tabela 1, é considerada a hipótese de um estado plano de deformação para a tira.

O modelo do primeiro passe de laminação a frio de uma tira de aço C-Mn é realizado com auxílio do programa de elementos finitos ABAQUS/Standard, assumindo simetria em relação à espessura para reduzir-se o custo computacional. Esse código emprega a técnica implícita de integração no tempo com solução das equações de equilíbrio e deslocamentos pelo método de Newton em conjunto com o método iterativo de busca em linha.⁽³⁾ A Figura 3 apresenta a malha de elementos finitos adotada para descrever a tira de aço C-Mn

composta por 1.410 elementos bilineares com regra de integração reduzida, CPE4R, na terminologia do programa ABAQUS/Standard. Essa malha tem 10 camadas de elementos na direção da espessura (eixo Y) com refinamento na região próxima à entrada segundo a direção longitudinal (eixo X), para evitar grandes distorções em razão da condição de mordida. São aplicadas condições de contorno de simetria em relação à espessura aos nós da tira que estão situados no eixo X, ou seja, deslocamentos nulos na direção Y ($u_y = 0$). O cilindro de trabalho descrito no modelo por uma superfície rígida analítica tem um nó de referência localizado no seu centro, ao qual são atribuídos deslocamentos nulos segundo os eixos X e Y ($u_x = u_y = 0$) e rotação em torno do eixo Z com velocidade angular prescrita de $\omega = 4,51$ rad/s, determinada a partir dos valores do raio e velocidade linear periférica do cilindro, listados na Tabela 1. Os valores industriais de tensões avante e a ré são prescritos aos nós situados nas seções de entrada e saída do modelo da tira, respectivamente, conforme indicado pelos vetores de tensão na Figura 3, de acordo com Jiang e Tieu.⁽⁴⁾ Os valores de tensão avante e tensão a ré, calculados a partir dos dados industriais na Tabela 1 são iguais a $\sigma_{avante} = 123,68$ MPa e $\sigma_{ré} = 9,14$ MPa, respectivamente.

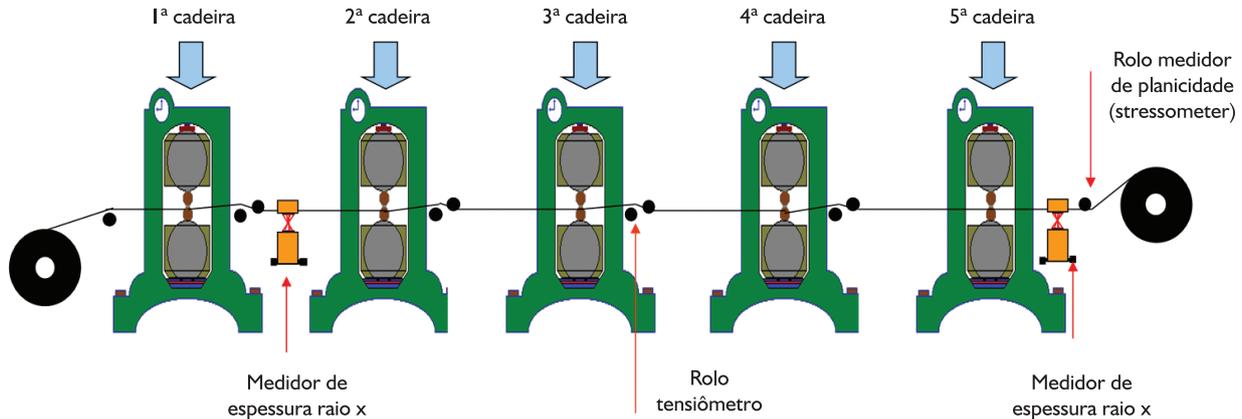


Figura 2. Representação esquemática do laminador de tiras a frio da CSN.

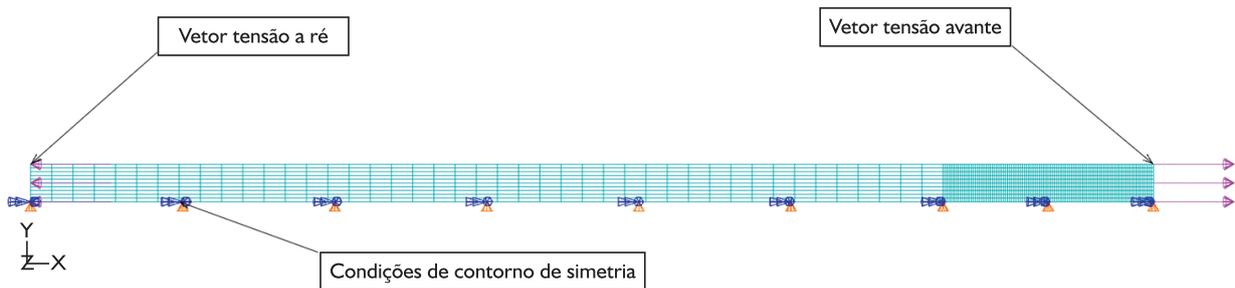


Figura 3. Malha do modelo de elementos finitos da laminação a frio de uma tira de aço C-Mn: detalhes das condições de contorno de simetria em relação à espessura e prescrição de vetores de tensão nas seções a ré e avante.

A Tabela 2 resume os passos adotados na simulação por elementos finitos para reproduzir as condições industriais do primeiro passe de laminação a frio da tira de aço C-Mn. Nesta tabela o deslocamento imposto à tira na direção do eixo X é estabelecido em função do comprimento do arco de contato projetado na direção de laminação, determinado de acordo com Lenard⁽¹⁾ por:

$$L = \sqrt{R' \Delta h} = \sqrt{R'(h_i - h_o)} \quad (2)$$

onde h_i e h_o designam as espessuras de entrada e saída da tira, respectivamente. Na Equação 2, R' corresponde ao raio do cilindro obtido de acordo com equação original de Hitchcock que considera o achatamento do cilindro (Equação 3):⁽¹⁾

$$R' = R \left[1 + \frac{16(1-\nu^2) P}{\pi E \Delta h w} \right] \quad (3)$$

onde P/w é razão definida entre os valores industriais de carga de laminação e largura da tira e $E = 207.000$ MPa e $\nu = 0,29$ são as propriedades elásticas do cilindro de trabalho de aço. Os valores calculados para o comprimento projetado do arco de contato L e para o raio R' são iguais a 19,5 mm e 348,6 mm, respectivamente. A condição do ângulo necessário ao estabelecimento da mordida, α_b^* , assim como a máxima redução por passe, Δh_{\max} , são dados por (Equações 4 e 5):⁽¹⁾

$$\tan \alpha_b^* = \mu \geq \sqrt{\frac{\Delta h}{R'}} \geq 0,056 \quad (4)$$

$$\Delta h_{\max} = \mu^2 R' \quad (5)$$

as quais ficam respeitadas com o valor adotado do coeficiente de atrito de Coulomb $\mu = 0,06$.

No primeiro passo da simulação, é estabelecida a condição de mordida impondo-se um deslocamento aos nós da chapa segundo o eixo X, cujo valor é igual a 14,5% do comprimento projetado do arco de contato L , Equação 2. Em seguida, são estabelecidos os carregamentos dos valores de tensão a ré e avante nos passos 2 e 3, respectivamente. Por fim, é estabelecido o passo de laminação considerando-se os carregamentos e velocidade de rotação do cilindro. As simulações numéricas são realizadas com a licença acadêmica do programa ABAQUS/Standard versão 6.9-1 instalada em uma estação de trabalho com dois processadores Xeon 2.4 GHZ com oito núcleos cada e 16 Gb da memória RAM. Ademais, para fins de comparação com resultados previstos com o método dos blocos segundo o modelo de Bland-Ford,⁽¹⁾ utilizado para realização do *set up* do LTF3 da CSN, são realizadas simulações por elementos finitos com e sem os valores industriais de tensões a ré e avante.

Tabela 2. Passos adotados na simulação por elementos finitos da laminação a frio do aço C-Mn

Passo	Descrição
1	Condição de mordida: (a) deslocamento imposto aos nós da tira na direção do eixo X correspondente a 14,5% do comprimento projetado do arco de contato e (b) rotação do cilindro de trabalho em torno do eixo Z.
2	Tensão a ré: (a) imposição de tensão a ré e (b) manutenção da rotação do cilindro de trabalho em torno do eixo Z.
3	Tensão avante: (a) imposição de tensão avante e (b) manutenção da rotação do cilindro de trabalho em torno do eixo Z.
4	Simulação da laminação a frio com as condições de contorno de simetria e carregamentos de tensões a ré e avante estabelecidos nos passos 2 a 3.

3 RESULTADOS E DISCUSSÃO

A Figura 4 apresenta as previsões de isovalores da tensão equivalente no sentido do critério isotrópico de plasticidade de von Mises determinadas após os quatro passos de simulação descritos na Tabela 2, em função da consideração dos valores industriais das tensões avante e a ré. Nessa figura, as distribuições de tensões são obtidas após rebatimento da tira na direção da espessura, ou seja, em relação ao plano de simetria formado entre os eixos X e Z mostrados na Figura 3. Primeiro, é possível observar a formação da zona de deformação entre os cilindros na medida em que a tira atinge a condição de mordida e ultrapassa esta zona, conforme apresentado nas Figuras 4b-d. Em segundo lugar, a evolução da distribuição das tensões equivalentes indica as zonas de carregamento plástico e descarregamento (vide valores de tensão equivalente indicados nas legendas das Figuras 4 c,d). Para fins de síntese de resultados em função dos efeitos das tensões a ré e avante, as previsões numéricas são representadas no que se segue por meio dos valores obtidos nos nós situados na superfície superior da tira em relação à distância projetada segundo o sentido de laminação, eixo X na Figura 3.

A Figura 5 compara as previsões da distribuição da pressão de contato, normalizada pela largura da tira, em função dos valores de tensões a ré e avante. Como esperado, a introdução das tensões a ré e avante tem por efeito reduzir o valor da máxima pressão de contato em comparação ao caso em que essas tensões são consideradas iguais a zero. Observa-se também que as tensões a ré e avante têm por efeito deslocar o ponto de máxima pressão, denominado de ponto neutro, que, no caso presente, se desloca em direção à seção de entrada em razão do maior valor da tensão avante (Tabela 1). Portanto, o aumento destas tensões permite o emprego de menores cargas de laminação, as quais, por sua vez, garantem um mesmo nível de redução de espessura da tira, ao mesmo tempo que possibilitam a redução do consumo de óleos lubrificantes na emulsão do laminador. Na prática, entretanto, estas tensões devem ser menores ou no máximo iguais às tensões de escoamento da tira nas seções a ré e avante da tira.

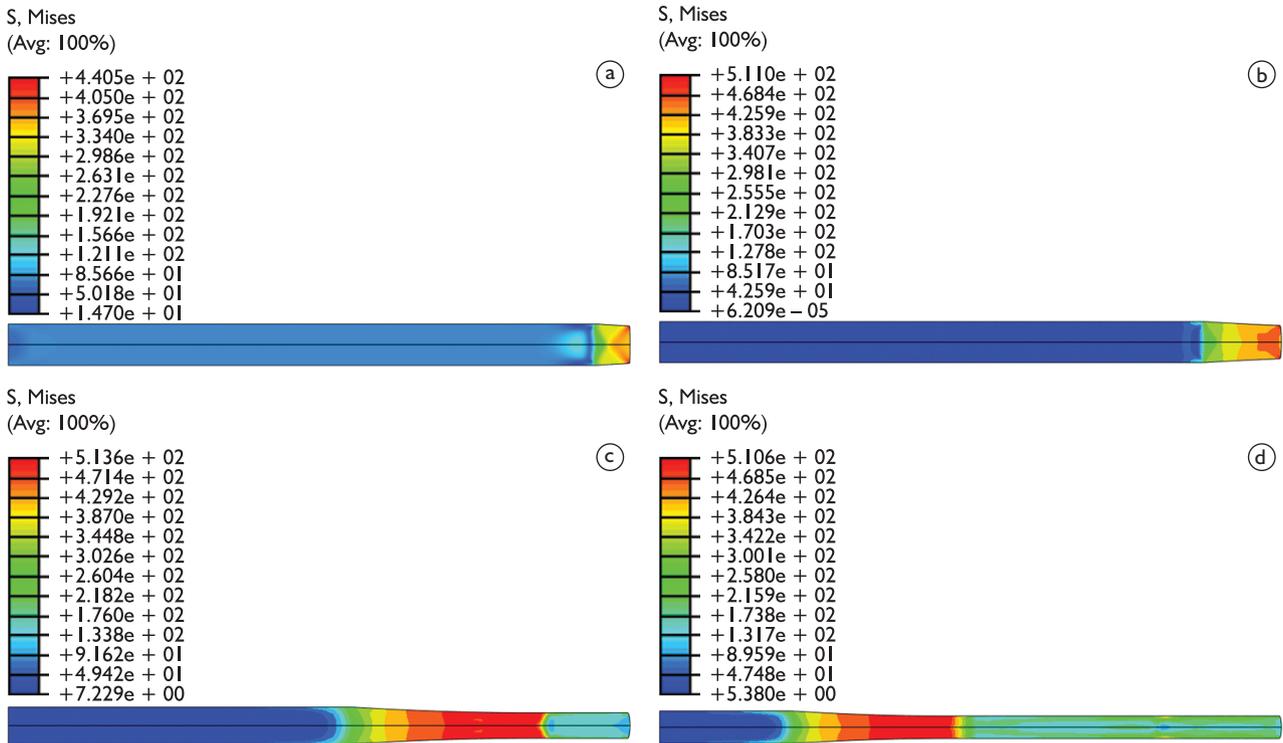


Figura 4. Distribuições da tensão de von Mises após simulação com valores de tensões a ré e avante: (a) estabelecimento da mordida na tira, (b) prescrição da tensão a ré, (c) prescrição da tensão avante e (d) simulação com carregamentos de tensões a ré e avante e rotação do cilindro de trabalho.

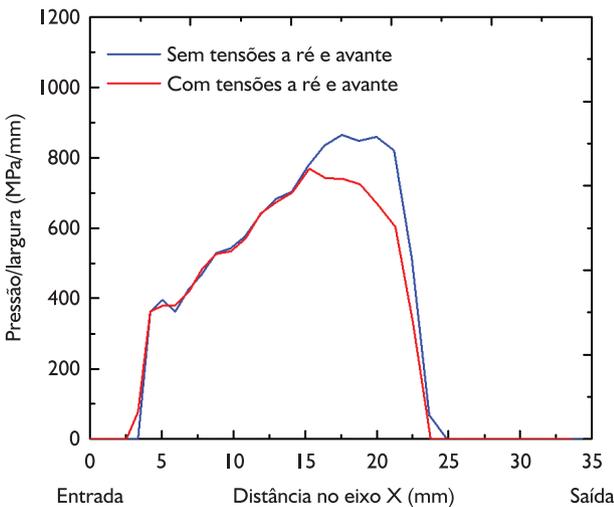


Figura 5. Distribuição da pressão de contato normalizada pela largura da chapa em função da aplicação ou não das tensões a ré e avante.

A partir da integração numérica das curvas de pressão normalizadas, $\bar{p} = p / w$, cujas distribuições projetadas ao longo do eixo X estão apresentadas na Figura 5, considera-se que $\bar{p}dX \cong \bar{p}Rd\alpha$, o que, após integração e com o valor da largura inicial w da tira, fornece a previsão para a carga de laminação. A Tabela 3 compara as previsões numéricas com o valor médio da carga de laminação medida a partir da aquisição de 480 leituras, em intervalos

Tabela 3. Comparação entre os valores de carga de laminação no primeiro passe

Descrição	Carga de laminação (kN)	Erro absoluto (%)
Medida industrial	12.205 ± 142	-
Modelo de Bland-Ford	12.168	0,3
MEF sem tensões a ré e avante	13.194	8,1
MEF com aplicação de tensão a ré e avante	11.998	1,7

de 28,8 s, com confiabilidade de 95% e desvio padrão de 142 kN. Ademais, essa tabela inclui o valor previsto pelo modelo de Bland-Ford que é empregado no set-up do laminador. É possível observar uma melhor previsão de carga de laminação obtida a partir do modelo de elementos finitos (MEF) com a consideração dos valores industriais das tensões a ré e avante. As diferenças em relação à previsão do modelo de Bland-Ford podem ser atribuídas aos efeitos de deformação elástica do cilindro de trabalho que são negligenciados no modelo de elementos finitos.

As distribuições das componentes de tensões normais segundo a direção de laminação X (σ_{xx}) e de cisalhamento no plano XY (σ_{xy}) estão apresentadas na Figura 6. As tensões normais σ_{xx} são predominantemente compressivas entre a entrada da zona de deformação, isto é, no arco de contato entre o cilindro de trabalho e a tira, e passam a ser trativas em direção à seção de

saída dessa zona. Com aplicação das tensões a ré e avante, observa-se que essa mudança tem lugar num ponto em direção à seção de entrada quando comparado com a laminação sem tensões aplicadas à tira. Como esperado, os valores de tensões normais σ_{xx} são maiores na seção de saída do arco de contato devido à aplicação da tensão avante. Na entrada, a velocidade periférica do cilindro é maior que aquela da tira e, por conseguinte, tem-se um deslizamento que estabelece a condição de mordida em razão das tensões de fricção devido ao contato. Em seguida, admite-se a existência de um ponto, denominado ponto neutro, ou ainda uma zona na qual as velocidades se igualam e, a partir da qual, a velocidade da tira passa a ser maior que a do cilindro. A Figura 6b apresenta os efeitos de velocidades periféricas relativas na laminação, porém, a partir de valores de tensões de cisalhamento σ_{xy} que são obtidas como valores nodais na superfície da tira por interpolações realizadas a partir de pontos de integração da camada de elementos finitos em contato com o cilindro de trabalho. Podem-se analisar as mudanças de sinal do

componente de tensão de cisalhamento, entre 15 mm e 16 mm e entre 17 mm e 20 mm para as condições de laminação com e sem tensões a ré e avante, respectivamente.

A Figura 7 compara as distribuições dos componentes de tensões normais segundo direções da espessura e normal ao plano de laminação, isto é, segundo os eixos Y e Z indicados na Figura 3, respectivamente. Primeiramente, é possível notar uma semelhança entre as curvas de pressão no arco de contato (Figura 5), com as distribuições do componente de tensão σ_{yy} , a qual, por sua vez, possui caráter compressivo ao longo do arco de contato, conforme apresentado na Figura 7a. Além disso, nota-se que essas tensões diminuem com a introdução de valores de tensões a ré e avante. A distribuição do componente de tensão normal segundo a largura da chapa, σ_{zz} , tem grandes valores compressivos na região do arco de contato em razão da condição de estado plano de deformação predominante por compressão (Figura 7a). Esses valores diminuem em direção a seção de saída devido ao estado trativo na direção X, sobretudo quando são aplicados os valores das tensões a ré e avante.

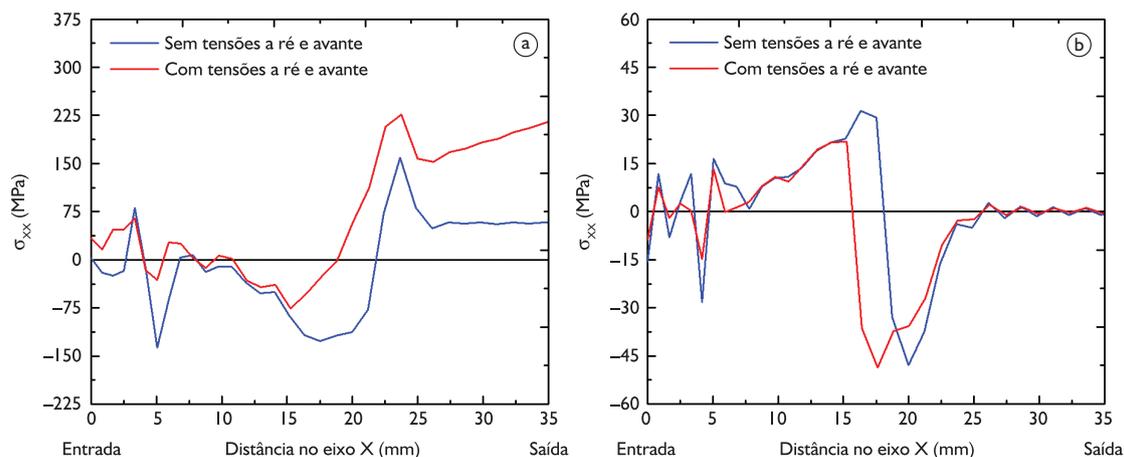


Figura 6. Distribuição dos componentes de tensões na superfície superior da tira em função da aplicação ou não das tensões a ré e avante: (a) tensão normal (σ_{xx}) e (b) tensão de cisalhamento (σ_{xy}).

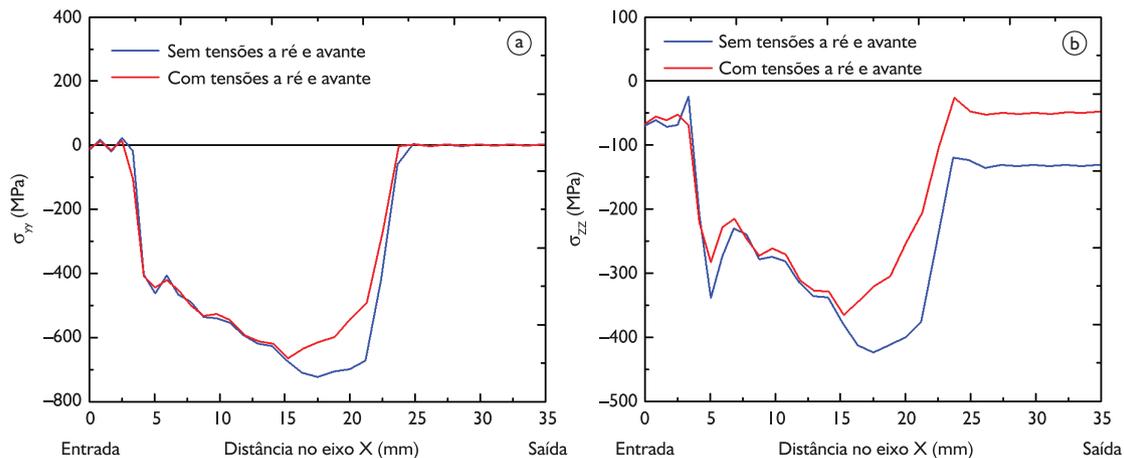


Figura 7. Distribuição das componentes de tensões na superfície superior da tira em função da aplicação ou não das tensões a ré e avante: (a) tensão normal (σ_{yy}) e (b) tensão normal (σ_{zz}).

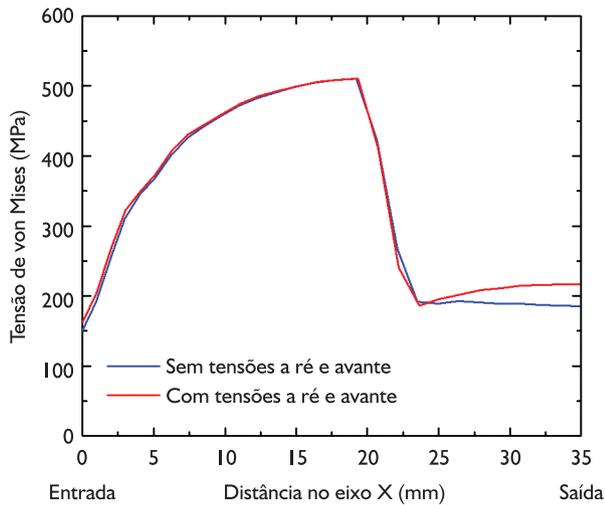


Figura 8. Distribuição da tensão equivalente no sentido do critério de von Mises em função da aplicação ou não das tensões a ré e avante.

A Figura 8 resume as previsões de distribuições dos componentes de tensões ao apresentar as previsões numéricas correspondentes à tensão equivalente no sentido do critério isotrópico de von Mises, determinadas em função da aplicação ou não das tensões a ré e avante na tira. É interessante analisar essas previsões com bases na função de escoamento definida, sob a hipótese de encruamento isotrópico (Equação 6):

$$f(\sigma_{ij}, \epsilon^p) = \sqrt{\frac{3}{2} S_{ij} S_{ij}} - \sigma(\epsilon^p) \quad (6)$$

onde S_{ij} são os componentes desviadores do tensor de tensões de Cauchy σ_{ij} e $\sigma(\epsilon^p)$ é a medida de encruamento definida pela Equação 1. Quando esta função é negativa ($f < 0$) têm-se as condições de carregamento ou descarregamento elástico. Observa-se ao longo do arco de contato que a condição de escoamento plástico, definida por $f = 0$, é satisfeita até a distância $X \sim 19$ mm, próximo do valor do comprimento projetado do arco de contato L e, em seguida, tem-se uma queda que, devido ao processo de descarregamento elástico até um nível de tensão residual, que, por sua vez, é mais importante quando se tem = a tensão avante aplicada na tira.

4 CONCLUSÕES

No presente trabalho é analisado o primeiro passe de laminação a frio de uma tira de aço C-Mn com auxílio de um modelo de elementos finitos no qual são consideradas as hipóteses de estado plano de deformação,

comportamento isotrópico em conjunto com encruamento isotrópico não-linear, além da consideração de corpo rígido para o cilindro de trabalho. A partir da análise de resultados com bases nas previsões numéricas determinadas com o modelo proposto para a laminação a frio, é possível estabelecer as seguintes conclusões:

- Para um mesmo nível de redução de espessura, os valores de pressão de contato tira-cilindro de trabalho decrescem com aplicação das tensões a ré e avante na tira, cujos valores industriais têm por efeito um deslocamento do valor máximo da pressão em direção à seção de entrada, visto que $\sigma_{avante} > \sigma_{ré}$;
- A previsão de carga de laminação obtida ao assumir um coeficiente de atrito de Coulomb igual a 0,06 entre a tira e o cilindro de trabalho fornece valor mais próximo da medida industrial quando são considerados os valores industriais das tensões a ré e avante;
- As diferenças entre as previsões de elementos finitos e do método de Bland-Ford podem ser atribuídas à hipótese assumida no modelo proposto de considerar o cilindro de trabalho como corpo rígido;
- As previsões numéricas dos componentes das tensões normal e de cisalhamento, na direção e plano de laminação, evidenciam as condições que garantem a mordida da tira na laminação a frio graças as forças tangenciais de fricção entre as seções de entrada e saída no arco de contato; e
- A distribuição da tensão equivalente de von Mises demonstra as condições de carregamento plástico no arco de contato, seguido por descarregamento elástico na saída, o que dá origem a tensões residuais na tira com níveis mais importantes quando são aplicadas tensões avante.

Agradecimentos

Luciano Pessanha Moreira agradece à Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado do Rio de Janeiro - FAPERJ pelo apoio financeiro (JCNE 2012) e ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico - CNPq pela Bolsa de Produtividade em Pesquisa. Marcelo Costa Cardoso agradece à Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - CAPES pelas bolsas de Mestrado. Willian Costa do Nascimento agradece à Companhia Siderúrgica Nacional - CSN por todo apoio na realização do presente trabalho.

REFERÊNCIAS

- 1 LENARD, J. G. *Primer on flat rolling*. Oxford: Elsevier, 2007. p. 36-97. <http://dx.doi.org/10.1016/B978-008045319-4/50005-X>
- 2 ATKINS, A. G. Hydrodynamic lubrication in cold rolling. *International Journal of Mechanical Sciences*, v. 16, n. 1, p. 1-19, 1974. [http://dx.doi.org/10.1016/0020-7403\(74\)90029-0](http://dx.doi.org/10.1016/0020-7403(74)90029-0)
- 3 ABAQUS INC. *ABAQUS analysis user's manual: version 6-5*. Rising Sun Mills, Providence, 2004. v. 2.
- 4 JIANG, Z. Y.; TIEU, A. K. Elastic-plastic finite element method simulation of thin strip with tension in cold rolling. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 130-131, p. 511-515, Dec. 2002. [http://dx.doi.org/10.1016/S0924-0136\(02\)01020-8](http://dx.doi.org/10.1016/S0924-0136(02)01020-8)

Recebido em: 28/03/2012

Aceito em: 04/01/2013