

# MODELAMENTO MATEMÁTICO DO PROCESSO DE LAMINAÇÃO A QUENTE VIA EQUAÇÕES DE TRANSPORTE<sup>1</sup>

*José Adilson de Castro<sup>2</sup>  
Luciano Pessanha Moreira<sup>3</sup>  
Alexandre José da Silva<sup>4</sup>  
Paulo Rangel Rios<sup>5</sup>*

## Resumo

Um modelo matemático do processo de laminação à quente é proposto com o objetivo de se determinar parâmetros úteis na operação do trem de acabamento como cargas de laminação e temperaturas. Este modelo prevê o comportamento local de variáveis importantes no processamento termomecânico, a saber, taxa de deformação efetiva e estados de tensões e deformações. O processo de laminação a quente é descrito pelas equações de transporte de energia, massa e momentum em regime estacionário. Para este objetivo, uma formulação não-Newtoniana e uma descrição Euleriana foram adotadas em conjunto com o Método de Volumes Finitos (MVF). Os campos de deformação e taxa de deformação são obtidos a partir da solução dos campos de pressão e velocidades e fornecem em conjunto com o campo de temperaturas e, uma equação constitutiva, a viscosidade aparente do material permitindo, deste modo, determinar-se as tensões e a carga de laminação. As previsões numéricas foram comparadas com as cargas de laminação e temperaturas medidas para o acabamento de um aço baixo carbono em um trem de sete cadeiras. Os resultados mostram que as previsões de cargas dependem essencialmente da equação constitutiva do material, a qual, por sua vez, deve descrever não somente os efeitos da deformação, taxa de deformação e temperatura mas, considerar do mesmo modo a sua dependência na evolução microestrutural durante o processo de laminação a quente.

Palavras-chave : Equações de Transporte – Método de Volumes Finitos (MVF) – Modelamento Matemático – Laminação a Quente.

---

<sup>1</sup> Trabalho a ser apresentado no 41º Seminário de Laminação Processos e Produtos Laminados e Revestidos, 26 a 28 de Outubro de 2004 – Joinville – SC – Brasil.

<sup>2</sup> Eng. Metalúrgico, Ph.D., Professor Adjunto

<sup>3</sup> Eng. Mecânico, D.Sc., Professor Adjunto

<sup>4</sup> Eng. Mecânico. Dr.Ing., Professor Adjunto

<sup>5</sup> Eng. Metalúrgico, Ph.D., Professor Titular

Pós-graduação em Engenharia Metalúrgica – Escola de Engenharia Industrial Metalúrgica de Volta Redonda, Universidade Federal Fluminense, Av. dos Trabalhadores 420 – Vila Sta. Cecília – 27.255-125 – Volta Redonda – RJ, [www.eeimvr.uff.br](http://www.eeimvr.uff.br)

## 1. Introdução

O modelamento do processo de laminação a quente de aços é uma tarefa árdua. Além do acoplamento existente entre os fenômenos de transporte de momentum e energia e o comportamento do material, as condições de contorno para resolver estas equações na superfície de contato entre o cilindro de trabalho e placa ou tira são muito difíceis de se estabelecer precisamente. Ainda, gradientes acentuados de deformação, temperatura e taxa de deformação podem existir próximo a esta região de contato e contradizem, portanto, a hipótese de deformação homogênea usualmente adotada no método das fatias. Diversos trabalhos tem sido propostos em busca de descrever melhor tanto o processo como os fenômenos decorrentes da deformação a quente <sup>[1-8]</sup>. O modelo matemático pode estar limitado a região de mordida, isto é, entre os cilindros, onde ocorrem redução de espessura, troca de calor por condução no contato e, por conseguinte, um efeito notável de resfriamento na superfície da placa ou da tira <sup>[1-4]</sup> ou ainda, ser do tipo integrado considerando desde o acoplamento termomecânico, incluindo a evolução microestrutural, portanto, a previsão de propriedades mecânicas, até a determinação da vida útil e desgaste do cilindro <sup>[5-8]</sup>.

A técnica numérica comumente adotada na simulação de processos de laminação a quente e a frio é o Método de Elementos Finitos (MEF), o qual pode ser classificado em formulações sólida e fluída respectivamente em função da consideração ou não das deformações elásticas <sup>[1]</sup>. Nestes processos, é razoável assumir-se que a parcela de deformação elástica é desprezível em comparação com a de deformação plástica. Esta consideração pode ser desenvolvida pela analogia entre o escoamento plástico de um corpo sólido e o escoamento incompressível de um fluido não-Newtoniano. Tal abordagem é atrativa, principalmente do ponto de vista custo computacional, quando realizada por intermédio das equações de transporte, a saber, energia, massa e momentum em regime estacionário e, em particular, quando empregadas em conjunto com o Método de Volumes Finitos (MVF).

Esta abordagem é adotada no presente trabalho em prosseguimento a estudos anteriores realizados no Programa de Pós-graduação em Engenharia Metalúrgica da Universidade Federal Fluminense <sup>[9-10]</sup>. Primeiramente, são apresentadas as equações constitutivas e as equações de governo para o caso geral, isto é, em 3 dimensões (3D) contrariamente aos trabalhos iniciais realizados em 2D. Em seguida, são apresentadas as comparações entre as previsões numéricas obtidas com este modelo e os valores medidos de cargas de laminação e temperaturas para o acabamento de um aço baixo carbono em um trem de sete cadeiras. Os resultados mostram que as previsões de cargas de laminação dependem essencialmente da equação constitutiva do material, a qual, por sua vez, deve considerar não somente os efeitos da temperatura, deformação e taxa de deformação mas descrever do mesmo modo a sua dependência em relação a evolução microestrutural durante o processo de laminação a quente.

## 2. Modelamento

### 2.1 Equações constitutivas

O comportamento material do metal é considerado como rígido-viscoplástico em analogia com o escoamento de um fluido incompressível não-Newtoniano, isto é, baseado em uma formulação fluida [1]. Nos processos de laminação de tiras a quente, as propriedades finais desta dependem essencialmente dos campos de deformação, taxa de deformação e temperatura. Adotando-se a hipótese de pequenas deformações, a taxa de deformação total  $\dot{\epsilon}$  pode ser decomposta de maneira aditiva em duas partes, a saber, uma elástica  $\dot{\epsilon}^e$  e uma viscoplástica  $\dot{\epsilon}^{vp}$ :

$$\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}^e + \dot{\epsilon}^{vp} \quad (1)$$

Nestes processos de conformação, as deformações elásticas são geralmente muito pequenas em comparação com a deformação plástica e podem ser então desprezadas. As componentes da taxa de deformação total são determinadas pelo modelo viscoplástico de Perzyna em conjunto com a lei associada de escoamento [1,2]:

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \gamma \langle \phi(F) \rangle \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} \quad (2)$$

onde  $\gamma$  é um parâmetro de viscosidade,  $F$  é a função de escoamento e  $\langle \phi(F) \rangle = 0$  quando  $F < 0$  e  $= \phi(F)$  quando  $F \geq 0$ .  $F$  é definida pelo critério de von Mises:

$$F = \sqrt{\frac{3}{2} S_{ij} S_{ij}} - \sigma_e \quad (3)$$

onde  $S_{ij}$  são as componentes desviadoras do tensor de Cauchy  $\sigma_{ij}$  e  $\sigma_e$  é uma medida de tensão de escoamento do material.

Por outro lado, o comportamento de um fluido Newtoniano isotrópico e linear relaciona as componentes de tensões desviadoras com as taxas de deformação total através da viscosidade  $\mu$ :

$$S_{ij} = 2\mu \dot{\epsilon}_{ij} \quad (4)$$

Introduzindo em um primeiro tempo a definição de taxa de deformação efetiva no sentido do critério de von Mises

$$\dot{\bar{\epsilon}} = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\epsilon}_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}} \quad (5)$$

e assumindo, em seguida, que  $\phi(F)$  seja uma função exponencial  $(F)^n$  e que o material esteja sempre em escoamento viscoplástico, isto é, que  $(F)^n > 0$ , é possível determinar uma expressão para a viscosidade a partir das equações (2-5):

$$\mu = \frac{\sigma_e + (\dot{\bar{\epsilon}}/\gamma)^{1/n}}{3\dot{\bar{\epsilon}}} \quad (6)$$

É interessante observar que o caso da plasticidade ideal é obtido quando  $\gamma = \infty$

$$\mu = \frac{\sigma_e}{3\dot{\bar{\epsilon}}} \quad (7)$$

e que ainda assim o comportamento do material pode ser definido em função do estado do fluido pois a tensão de escoamento depende, de um modo geral, da temperatura, deformação e taxa de deformação efetivas acumuladas durante a laminação a quente.

Uma vez determinada a viscosidade aparente  $\mu$  (7), as componentes do tensor de tensões de Cauchy são obtidas sabendo-se que este pode ser decomposto em uma componente desviadora  $\mathbf{S}$  e uma componente hidrostática  $p \mathbf{I}$ , ou seja,

$$\sigma_{ij} = S_{ij} - p\delta_{ij} = 2\mu\dot{\epsilon}_{ij} - p\delta_{ij} \quad (8)$$

onde as taxas de deformação são determinadas a partir do movimento do fluido, isto é, do campo de velocidades  $\mathbf{u}$ . Em analogia com pequenas deformações infinitesimais e em um sistema cartesiano de coordenadas  $x_i$  ( $i = 1,2,3$ ), estas taxas são definidas por :

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (9)$$

## 2.2 Equações de transporte

A determinação do campo de temperaturas é realizada através da resolução equação de balanço de energia em regime estacionário :

$$\rho C_p (u_i \frac{\partial T}{\partial x_j}) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left( K \frac{\partial T}{\partial x_i} \right) + S \quad (10)$$

onde  $\rho$  é a densidade,  $C_p$  é o calor específico,  $K$  a condutividade térmica do material. O termo fonte  $S$  corresponde ao calor gerado pelo trabalho de deformação plástica determinado pela integral no elemento de volume  $dV$  considerado no domínio, isto é :

$$S = \frac{\eta}{J} \int_V \sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} dV \quad (11)$$

onde  $\eta$  é a fração de trabalho convertido em calor (90%) e  $J$  é o equivalente mecânico.

Por outro lado, o campo de velocidades  $u_i$  e a pressão  $p$  são determinados através da resolução das equações de balanço de momentum, isto é, de Navier-Stokes, correspondentes ao caso de um escoamento incompressível e em regime estacionário :

$$\frac{\partial}{\partial x_j} (\rho u_j u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \mu \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \frac{\partial p}{\partial x_i} \quad (12)$$

em conjunto com a equação de continuidade

$$\frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0 \quad (13)$$

## 2.3 Método de solução

As equações de transporte foram discretizadas através do MVF para o caso tridimensional em um domínio arbitrário, i.e., não-ortogonal. A malha de volumes finitos, mostrada na Figura 1, é gerada com o auxílio da técnica "Body Fitted Coordinate" [11]. Nesta figura, na área representada pelo segmento AE é prescrita a temperatura de entrada como sendo homogênea. Nas superfícies livres EI e FS são estabelecidas condições de contorno de contorno de convecção, coeficiente de transferência de calor  $h = 12.500 \text{ W/m}^2 \text{ K}$ , e radiação, emissividade  $\epsilon = 0,7$ . Na superfície de contato IF, considerou-se uma transferência de calor Newtoniana com um coeficiente de contato  $h_N = 50.000 \text{ W/m}^2 \text{ K}$ . Por último, na superfície AB é considerado um plano de simetria. Em todos os casos, um perfil de velocidades uniforme é imposto na superfície de entrada AE sem a necessidade de se estabelecer um perfil prévio de velocidades na região de contato, ou seja, este perfil é obtido em função da conservação de massa.

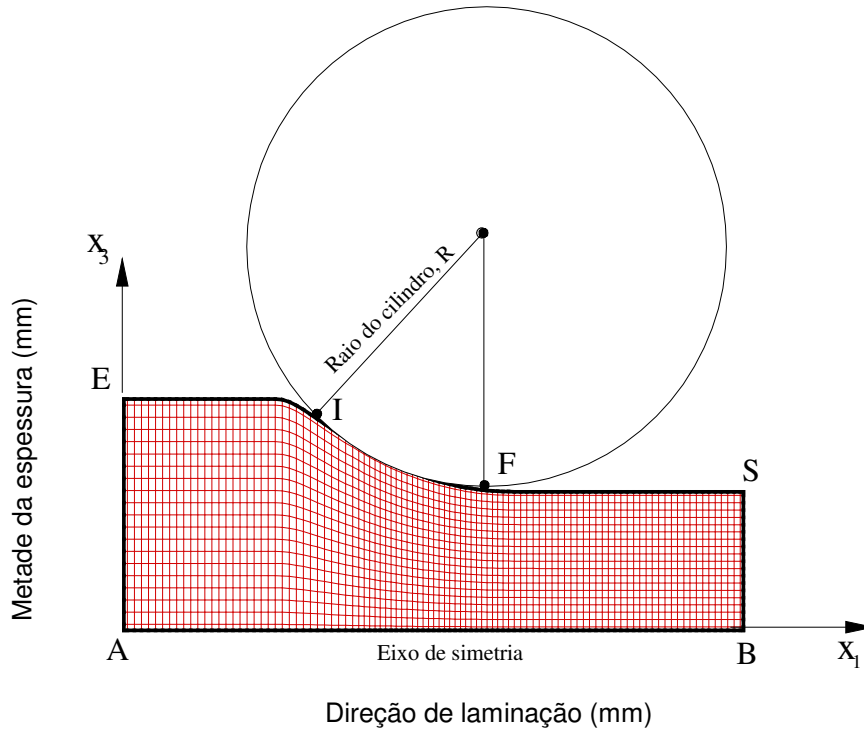


Figura 1 – Malha de volumes finitos e superfícies de contorno.

### 3. Resultados e discussão

No que se segue, são comparados as previsões numéricas e os valores medidos da carga de laminação e temperaturas entre passes obtidos para o acabamento de um aço baixo carbono em um trem de 7 cadeiras<sup>[9]</sup>. O esboço entra no trem de acabamento com uma espessura de 35,4 mm a uma temperatura de 984,7 °C na superfície saindo com uma espessura de 3,90 mm e uma temperatura superficial de 911 °C.

O comportamento do material é descrito pela equação constitutiva de Hadjuk<sup>[2]</sup>:

$$\sigma_e = K_0 K_T K_{\bar{\epsilon}} K_{\dot{\bar{\epsilon}}} \quad (14)$$

Nesta equação  $K_0$  é um coeficiente de resistência e  $K_T$ ,  $K_{\bar{\epsilon}}$  e  $K_{\dot{\bar{\epsilon}}}$  descrevem respectivamente a influência da temperatura  $T$ , deformação efetiva acumulada  $\bar{\epsilon}$  e taxa de deformação efetiva  $\dot{\bar{\epsilon}}$  na tensão de escoamento, definidos por:

$$K_T = A_1 \exp(-m_1 T)$$

$$K_{\bar{\epsilon}} = A_2 (\epsilon_0 + \bar{\epsilon})^{m_2} \quad (15)$$

$$K_{\dot{\bar{\epsilon}}} = A_3 \dot{\bar{\epsilon}}^{m_3}$$

onde  $\epsilon_0$  é uma a pré-deformação efetiva e  $A_1$ ,  $A_2$ ,  $A_3$ ,  $m_1$ ,  $m_2$  e  $m_3$  são constantes. Em razão do comportamento termomecânico do material analisado neste trabalho não ter sido caracterizado experimentalmente, os valores destas constantes foram tomados como valores típicos para um aço baixo carbono<sup>[2]</sup>:  $K_0 = 166,2$  MPa,  $\bar{\epsilon}_0 = 0,4$ ,  $A_1 = 17,07$ ,  $A_2 = 1,647$ ,  $A_3 = 0,789$ ,  $m_1 = 0,00284$ ,  $m_2 = 0,217$  e  $m_3 = 0,104$ .

A Figura 2 mostra as distribuições de temperaturas previstas para a primeira e última cadeiras de laminação. Em razão da refrigeração dos cilindros de trabalho, observa-se uma queda acentuada de temperatura na vizinhança de contato com a tira ao passo esta aumenta em direção a eixo de simetria devido essencialmente ao trabalho de deformação plástica, conforme visto para a primeira cadeira (Fig. 2.a). Entretanto, a temperatura decresce continuamente ao longo dos passes conforme evidenciado na última cadeira (Fig. 2.b).

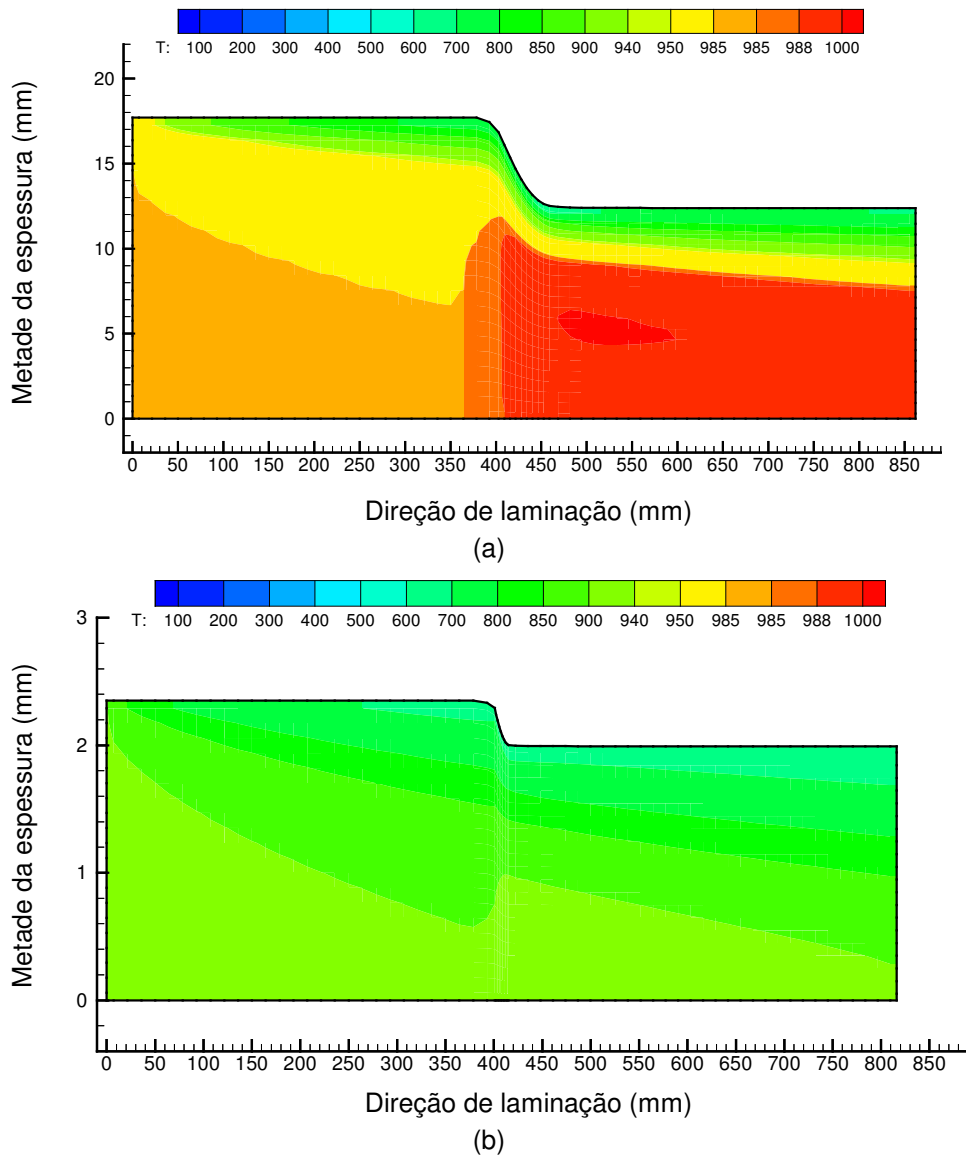


Figura 2 – Distribuição de temperaturas nas (a) primeira e (b) última cadeiras de acabamento ( $^{\circ}\text{C}$ ).

As Figuras 3.a e 3.b mostram respectivamente as distribuições de temperatura, velocidade tangencial e tensões segundo o plano  $X_1X_3$  determinadas na superfície da tira para a primeira cadeira de laminação. Por um lado, nota-se que a temperatura decresce bruscamente na entrada até a região correspondente ao arco de contato com o cilindro e se recupera, em seguida, em razão sobretudo da condução interna de calor.

O perfil de velocidade, por sua vez, aumenta continuamente no arco em função da conservação de massa. Por outro lado, embora o contato entre a tira e o cilindro não tenha sido considerado neste trabalho, a inversão do sinal da tensão de cisalhamento, mostrada na Fig. 3.b, assinala que as componentes de forças tangenciais mudam igualmente de sentido e se anulam numa região na qual pode ser admitido que as velocidades da tira e do cilindro são idênticas, isto é, na região correspondente ao ponto neutro.

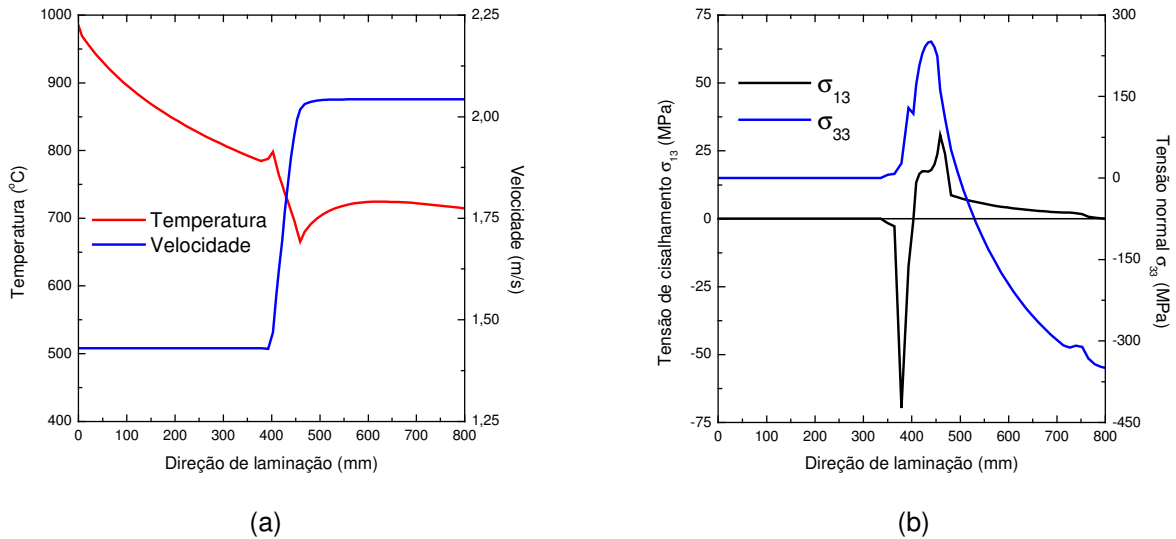


Figura 3 – Distribuição de (a) temperatura e velocidade e (b) tensão normal, tensão de cisalhamento e pressão ao longo do arco de contato determinadas na primeira cadeira de acabamento.

A Figura 4 mostra a tensão de escoamento em função da cadeira de laminação. Esta tensão de escoamento, determinada a partir da Eq. (14), aumenta sensivelmente na região do arco de contato devido ao efeito do aumento da taxa de deformação efetiva em decorrência das reduções crescentes de espessura da tira. Entretanto, deve ser mencionado que o presente modelo não considera a recristalização que ocorre na região de deformação tampouco entre as cadeiras de laminação.

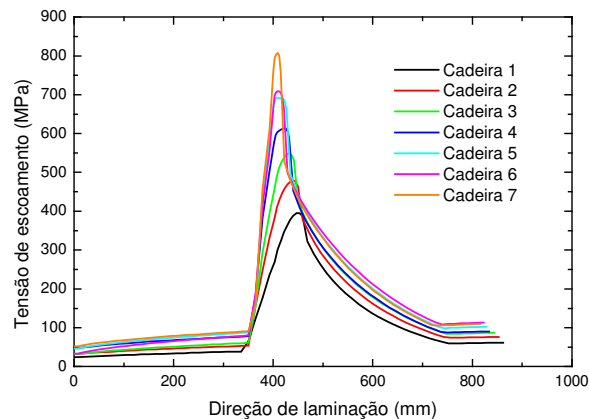


Figura 4 – Tensão de escoamento em função da cadeira de laminação.

As previsões numéricas determinadas para as 7 cadeiras de acabamento são comparadas na Tabela 1 com os resultados de cargas de laminação e temperaturas medidos no processo industrial. Verifica-se que o modelo prevê de maneira acurada os parâmetros carga de laminação e temperatura média de saída para todas as cadeiras. O erro percentual ficou abaixo de 1,0% para a carga de laminação enquanto que a previsão da temperatura média de saída fornece um erro médio abaixo de 10%.

Tabela 1. Comparação entre as previsões determinadas com o modelo proposto e os valores de carga de laminação e temperaturas superficiais entre cadeiras medidos no acabamento de aço baixo carbono.

| Cadeira                                       | # 1   | # 2   | # 3   | # 4   | # 5   | # 6   | # 7   |
|---|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|
| Redução de espessura [%]                      | 30    | 30,9  | 31,8  | 28,4  | 26,8  | 23,2  | 15,2  |
| Carga [MN] calculada                          | 12,65 | 12,98 | 13,31 | 10,56 | 10,40 | 8,97  | 5,78  |
| Carga [MN] medida                             | 12,69 | 13,07 | 13,40 | 10,65 | 10,50 | 9,09  | 5,79  |
| Erro [%] carga                                | 0,31  | 0,68  | 0,67  | 0,8   | 0,9   | 1,3   | 0,17  |
| Temperatura <sup>o</sup> C de saída calculada | 954,3 | 852,4 | 847,2 | 842,3 | 859,4 | 877,4 | 814,5 |
| Temperatura <sup>o</sup> C de saída medida    | 876,8 | 891,0 | 876,7 | 904,9 | 925,1 | 903,1 | 911,0 |
| Erro [%] temperatura                          | 8,8   | 4,3   | 4,2   | 9,9   | 7,1   | 2,8   | 5,0   |

#### 4. Conclusões

Neste trabalho o processo de laminação a quente foi analisado empregando-se a analogia com o escoamento de um fluido incompressível não-Newtoniano através das equações de transporte em conjunto com o Método de Volumes Finitos (MVF). As previsões numéricas do modelo proposto foram comparadas com medidas industriais correspondentes a laminação de acabamento para um aço baixo carbono. No que se refere a previsão de parâmetros de processo como cargas de laminação e temperaturas entre cadeiras, os resultados obtidos forneceram erros percentuais muito satisfatórios, a saber, 1,0% para cargas e um erro médio para temperaturas de  $\cong 10\%$ . Do ponto de vista computacional, o MVF apresenta como principal vantagem os tempos acessíveis de cálculo da ordem de 10 minutos por cadeira para um processador tipo Pentium IV 2.8 GHz com 2 Gb de memória RAM. No tocante a processo e fenômenos, os efeitos de recristalização durante a deformação e entre as cadeiras assim como os valores estimados do coeficientes de transferência de calor devem ser descritos a partir de ensaios experimentais de laboratório, como torção a quente, e medidas de campo. Do ponto de vista modelamento, é possível ainda considerar um método de correção da viscosidade aparente em conjunto com um remapeamento da malha de volumes finitos e estender a formulação adotada para o caso geral de elasto-viscoplasticidade.



## Agradecimentos

Os autores gostariam de agradecer os apoios financeiros obtidos junto aos órgãos de fomento a pesquisa JAC (CNPq No. 477240-03-0), LPM (CNPq No. 476057/2003-5) e PRR (Cientistas do Nosso Estado, FAPERJ e CNPq).

## Referências

1. ZIENKIEWICZ, O.C., JAIN, P.C. e OÑATE, E., Flow of solids during forming and extrusion : some aspects of numerical solutions. **International Journal of Solids and Structures**, 1978, Vol. 14, N. 1, p. 15-38.
2. SOTO, O., OÑATE, E. e CODINA, R. Finite element analysis of hot rolling processes. **Publicação CIMNE**, Centro Internacional de Métodos Numéricos en Ingeniería, Espanha, N° 40, Outubro 1993.
3. CHEN, W. C. , SAMARASEKERA, I.V., KUMAR, A. e HAWBOLT, E.B. Mathematical modelling of heat flow and deformation during rough rolling. **Ironmaking and Steelmaking**, 1993, Vol. 20, N. 2, p. 113-125.
4. KUMAR, A. , SAMARASEKERA, I.V. e HAWBOLT, E.B. Roll-bite deformation during the hot rolling of steel strip. **Journal of Materials Processing Technology**, 1992, Vol. 30, N. 1, p. 91-114.
5. SUN, C. G. , YUN, C.S. e HWANG, S.M. Investigation of thermomechanical behavior of a work roll and roll life in hot strip rolling. **Metallurgical and Materials Transactions**, 1998, Vol. 29A, p. 2407-2424.
6. SICILIANO Jr., F. e JONAS, J.J. Mathematical modeling of the hot strip rolling of microalloyed Nb, multiply-alloyed Cr-Mo and plain C-Mn steels. **Metallurgical and Materials Transactions**, 2000, Vol. 31A, p. 511-530.
7. DVORKIN, E. N. ; CAVALIERE, M. A. e GOLDSCHMIT, M. B. Finite element models in the steel industry. Part I : Simulation of flat product manufacturing processes. **Computer & Structures**, 2003, Vol. 81, N. 8-11, p. 559-773.
8. ZHOU, S.X. An integrated model for hot rolling of steel strips. **Journal of Materials Processing Technology**, 2003, Vol. 134, N. 3, p. 338-351.
9. RADESPIEL, E. S., SILVA, A. J., Modelamento Matemático e Simulação Numérica da Evolução Termomecânica e Microestrutural em Aços durante a Laminação a Quente. 51º Congresso da ABM, 1996, Porto Alegre, Vol. III, p. 365-383.
10. RADESPIEL, E. S., SILVA, A. J., REICK, W. e SILVA, M. A. C. Mathematical modelling and numerical simulation of thermomechanical and microstructural evolution of steels during hot-rolling. In : International Conference on Thermomechanical Processing of Steels and Other Materials, THERMEC'97, 1997, Wollongong, Austrália, Vol. 1, p. 217-223.
11. THOMPSON, J. F., WARSI, Z. U. A. e MASTIN, C.W. Numerical grid generation, North Holland, New York, 1985, Appendix C-3, p. 454.

# MATHEMATICAL MODELING OF THE HOT ROLLING PROCESS VIA TRANSPORT EQUATIONS<sup>1</sup>

*José Adilson de Castro<sup>2</sup>  
Luciano Pessanha Moreira<sup>3</sup>  
Alexandre José da Silva<sup>4</sup>  
Paulo Rangel Rios<sup>5</sup>*

## **Abstract**

A mathematical model for the hot rolling process is proposed so as to determine useful parameters in the finishing mill operation such as the rolling loads and temperatures. This model predicts the local behavior of important variables in the thermomechanical processing, namely, the effective strain-rate as well as the stress and strain states. The hot rolling process is described through the transport equations of energy, mass and momentum in the steady regime. For this purpose, a non-Newtonian formulation and an Eulerian description are adopted together with the Finite Volume Method (FVM). The strain and strain-rate fields are obtained from the pressure and velocities fields solutions and provide together with the temperature fields and, a constitutive equation, the apparent viscosity of the material allowing, in this way, to determine the stresses and the rolling load. The numerical predictions have been compared with the measured rolling loads and temperatures for the finishing of a low carbon in a seven-stand mill. The results show that the load predictions depend mainly upon the material constitutive equation which, in turn, should describe not only the effects of strain, strain-rate and temperatures but take into account as well its dependence upon the microstructural evolution during the hot rolling process.

**Keywords:** Transport Equations – Finite Volume Method (FVM) – Mathematical Modeling – Hot Rolling.

---

<sup>1</sup> Paper to be presented at the 41<sup>st</sup> Rolling Seminar Processes, Rolled and Coated Products, October 26 to 28, 2004 – Joinville – SC – Brazil.

<sup>2</sup> Metallurgical Engineer, Ph.D., Adjoint Professor

<sup>3</sup> Mechanical Engineer, D.Sc., Adjoint Professor

<sup>4</sup> Mechanical Engineer, Dr.Ing., Adjoint Professor

<sup>5</sup> Metallurgical Engineer, Ph.D., Titular Professor

Pós-graduação em Engenharia Metalúrgica – Escola de Engenharia Industrial Metalúrgica de Volta Redonda, Universidade Federal Fluminense, Av. dos Trabalhadores 420 – Vila Sta. Cecília – 27.255-125 – Volta Redonda – RJ, [www.eeimvr.uff.br](http://www.eeimvr.uff.br)