

AVALIAÇÃO NUMÉRICA DA DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURA EM CILINDROS DE LAMINAÇÃO

José Claudino de Lira Júnior¹

Jorge Recarte Henríquez²

José Carlos Charamba Dutra³

Resumo

Nos processos de laminação a quente, ocorrem mudanças no perfil dos cilindros de laminação (expansão e contração) e desgastes constantes devido aos esforços mecânicos e aos ciclos térmicos de aquecimentos/resfriamentos contínuos a que são submetidos pelo contato material-cilindro e pelo sistema de resfriamento por jatos de água na sua superfície, diminuindo a sua vida útil. Este trabalho tem como objetivo apresentar um modelo computacional para simular o comportamento térmico dos cilindros de laminação. O modelo foi elaborado utilizando o método dos volumes finitos para um sistema bidimensional transiente e permite calcular a distribuição de temperatura do cilindro em diversas condições de serviço. Investiga-se a influência da vazão e da temperatura da água de resfriamento sobre a distribuição de temperatura no cilindro. Os resultados mostram que a temperatura da água tem maior influência do que a vazão no controle da temperatura superficial dos cilindros.

Palavras-chave: Cilindros de laminação; Simulação numérica; Transferência de calor.

NUMERICAL EVALUATION OF TEMPERATURE DISTRIBUTION IN THE ROLLING MILL ROLLS

Abstract

In hot rolling processes occur changes in the profile of the rolling mill rolls (expansion and contraction) and constant wear due to mechanical stress and continuous thermal cycles of heating/cooling caused by contact rolled material- working roll and the cooling system by water jets in their surface, decreasing their lifetime. This paper presents a computational model to simulate the thermal performance of rolling mill rolls. The model was developed using the finite volume method for a transient two-dimensional system and allows calculating the temperature distribution of the rolling mill rolls under various conditions of service. Here it is investigated the influence of flow rate and temperature of the cooling water on the temperature distribution. The results show that the water temperature has greater influence than the water flow to control the surface temperature of the cylinders.

Key words: Rolling mill rolls; Numerical simulation; Heat transfer.

¹Engenheiro de produção, Doutor, Docente da Faculdade Boa Viagem e Diretor Técnico da Vórtice Engenharia de Projetos, Rua Francisco Alves, 325 Ilha do Leite, Cep 50070-490, Recife, PE, Brasil. E-mail: lira.jr@gmail.com

²Engenheiro mecânico, Doutor, Docente, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Pernambuco – UFPE, Av. da Arquitetura, s/n, Cidade Universitária, Cep 50740-550, Recife, PE, Brasil. E-mail: rjorge@ufpe.br

³Engenheiro mecânico, Doutor, Docente, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Pernambuco – UFPE, Av. da Arquitetura, s/n, Cidade Universitária, Cep 50740-550, Recife, PE, Brasil. E-mail: charamba@gmail.com

I INTRODUÇÃO

O processo de laminação é uma importante etapa na indústria siderúrgica e consiste em dar forma ao material metálico passando o produto semiacabado entre dois cilindros com espaçamento condicionado ao formato da peça que se pretende fabricar. Esse processo de conformação apresenta vantagens sobre outros métodos, pois possibilita a produção em larga escala, controle dimensional do produto e propriedades mecânicas que podem ser melhoradas ajustando as taxas de resfriamento do produto após a passagem pelos cilindros.

A laminação pode ocorrer a frio, a quente ou em temperaturas intermediárias, denominada laminação a morno. O laminador a frio é utilizado em processos de conformação de metais não ferrosos e materiais ferrosos com bitolas bastante reduzidas, como aplicado na produção de arames e fios metálicos. A laminação a morno é uma técnica que trabalha com temperaturas moderadas permitindo maior controle das características mecânicas dos materiais que o laminador a quente. Os laminadores a quente, objeto deste estudo, são utilizados em laminação de aços longos não planos utilizados principalmente na construção civil, como barras redondas e vergalhão.

No processo de laminação os cilindros sofrem mudanças no seu perfil (expansão e contração) e desgastes constantes devido aos esforços mecânicos, aos ciclos de aquecimento pelo contato barra-cilindro e resfriamento por jatos de água na sua superfície.⁽¹⁾ Tudo isto interfere negativamente na vida útil dos cilindros causando fadiga térmica,⁽²⁾ e o aparecimento de trincas superficiais,⁽³⁾ que obrigam a parada do sistema de laminação para troca de canais e, dependendo do caso, da própria substituição dos cilindros.

Este tipo de problema pode ser mitigado com controle da temperatura superficial do cilindro através de um processo de refrigeração ajustado às condições de trabalho do laminador. Na maioria dos laminadores não existe um conceito unificado quanto aos procedimentos utilizados para controlar a temperatura superficial dos cilindros durante a operação. Cada equipamento possui um padrão específico para o sistema de refrigeração com base na experiência de seus operadores e, até em empresas com processos produtivos similares, ocorrem variações nos procedimentos e nas configurações do sistema de resfriamento dos laminadores.⁽⁴⁾

Obviamente que a dificuldade em otimizar o resfriamento dos cilindros de laminação tem origem no elevado número de variáveis como a pressão, a vazão, os tipos de *sprays*, as temperaturas do fluido de refrigeração, os materiais dos cilindros, as temperaturas dos materiais em conformação, o coeficiente de redução, entre outros. As variáveis relacionadas podem interferir de forma isolada ou em conjunto, causando variações nas condições operacionais de produção. Assim, são necessários estudos que permitam uma melhor compreensão dos processos envolvidos na distribuição de temperatura dos cilindros de laminação, e tem sido um desafio para técnicos e pesquisadores envolvidos nesta área do conhecimento.

Apesar dos custos e das dificuldades de reproduzir o ambiente real de operação em laboratório alguns destes estudos têm sido conduzidos utilizando metodologias experimentais⁽⁴⁻⁷⁾ outros, pela atual capacidade computacional de procedimento, estão sendo conduzidos por meio de uma abordagem numérica, envolvendo modelagem e simulação de processos cada vez mais próximos das condições reais.⁽⁸⁻¹⁴⁾ Ainda, tem sido realizada uma classe especial de trabalhos envolvendo análise inversa, nos quais são utilizadas técnicas numéricas ou analíticas junto com técnicas experimentais para avaliar diferentes aspectos do processo de laminação.^(15,16)

Como forma de contribuir ao melhor entendimento do processo de laminação e o efeitos de algumas das variáveis envolvidas, este trabalho apresenta o desenvolvimento de um modelo computacional bidimensional transiente do fenômeno da transferência de calor em cilindros de laminação, considerando condições de contorno reais encontradas nesses tipos de processos. O objetivo principal é verificar o efeito do resfriamento dos cilindros considerando a utilização de jatos de água neste processo. Assim, este estudo também analisa os efeitos da vazão e da temperatura da água de resfriamento.

2 MODELO MATEMÁTICO

Para controlar a temperatura superficial dos cilindros de laminação, de modo a evitar a formação de trincas e desgastes dos cilindros, são distribuídos bicos injetores de água para resfriamento por jatos na superfície do cilindro. A Figura 1 mostra um esquema do processo de laminação, do sistema de resfriamento e do fluxo de energia na superfície do cilindro.

Levando em conta as características do processo recém-descrito, foi elaborado um modelo matemático para calcular a transferência de calor num cilindro de laminação considerando uma formulação bidimensional em coordenadas cilíndricas associada ao plano (r, θ) em regime transiente, conforme apresentado na Equação 1:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{\rho C_p} \left[\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(k r \frac{\partial T}{\partial r} \right) \right] + \frac{1}{\rho C_p} \left[\frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial \theta} \left(k \frac{\partial T}{\partial \theta} \right) \right] \quad (1)$$

As condições de contorno impostas na superfície levam em consideração as situações que afetam o cilindro durante o processo de laminação, conforme mostradas na Figura 1, e com a seguinte descrição:

- Aquecimento superficial na região de contato do cilindro/barra, onde ocorre a deformação do material; $(r = R, \theta_3 < \theta < \theta_1, t > 0)$. Considera-se que a transferência de calor entre a barra e o cilindro ocorre principalmente devido à condução térmica durante o contato entre estas. O ângulo de contato é calculado usando as dimensões do cilindro, da peça em processamento e do seu grau de redução Equação 2:⁽¹⁷⁾

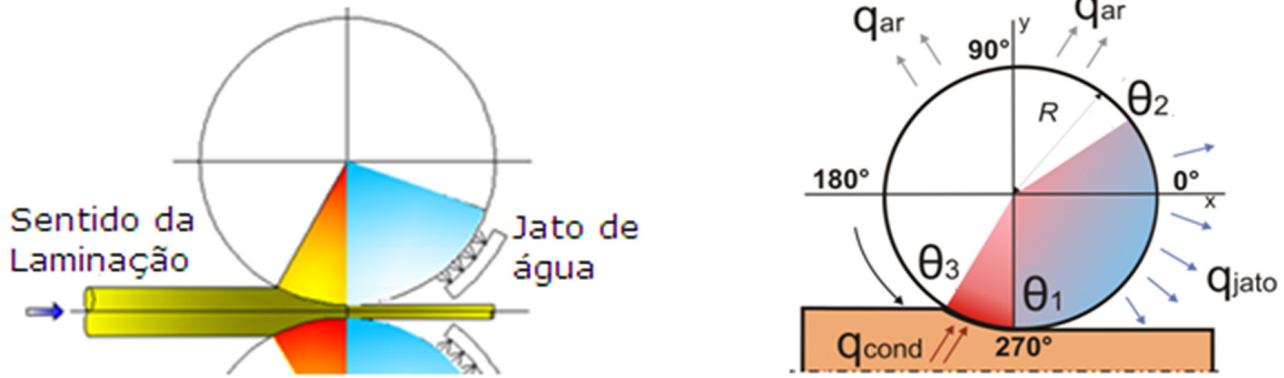


Figura 1. Condições de contorno na superfície do cilindro.

$$\left. \frac{\partial T}{\partial r} \right|_{r=R^-} = \left. \frac{\partial T}{\partial r} \right|_{r=R^+} \quad (2)$$

- Resfriamento superficial por convecção forçada, causado pelo conjunto de sprays de água; $r = R$, $\theta_1 < \theta < \theta_2$, $t > 0$ (Equação 3):

$$-k \left. \frac{\partial T}{\partial r} \right|_{r=R^-} = h_{\text{jet}} A_s (T - T_w) \quad (3)$$

O resfriamento por jato através de uma superfície cilíndrica tem como principal agente de resfriamento a transferência de calor por convecção forçada na superfície do cilindro. Este fenômeno pode ser tratado pelo emprego de correlações para o número de Nusselt, definidas envolvendo: geometria da superfície a ser resfriada, geometria dos bicos injetores de água de resfriamento, vazão, temperatura, entre outros. Neste trabalho emprega-se a correlação de Biswas, Chen e Satyanarayana,⁽¹⁸⁾ (Equação 4), em virtude de fornecer resultados concordantes com os resultados experimentais de temperatura superficial num cilindro de laminação de uma indústria siderúrgica obtidos via análise termográfica:

$$h_{\text{jet}} = 17.694 (u_{\text{jet}})^{0.6} \left(\frac{x}{L_{\text{jet}}} \right)^{1.89} \exp \left(0.352 \frac{x}{L_{\text{jet}}} \right) \quad (4)$$

- Resfriamento superficial por convecção natural e radiação térmica nas regiões não consideradas nos itens (a) e (b); $r = R$, $\theta_2 < \theta < \theta_3$, $t > 0$.

O resfriamento do cilindro nesta região é tratado considerando uma superposição de transferência de calor por convecção natural e radiação térmica, conforme apresentado na Equação 5, e considerando que a vizinhança encontra-se em equilíbrio térmico com a temperatura ambiente:

$$-k \left. \frac{\partial T}{\partial r} \right|_{r=R^-} = h_{\text{nat}} A_s (T - T_\infty) + \varepsilon \sigma A_s (T^4 - T_\infty^4) \quad (5)$$

Integrando os dois efeitos num único coeficiente, aqui denominado coeficiente de transferência de calor misto (h_m), resulta a Equação 6:

$$-k \left. \frac{\partial T}{\partial r} \right|_{r=R^-} = h_m A_s (T - T_\infty) \quad (6)$$

O coeficiente de convecção natural é obtido de uma correlação do número de Nusselt para cilindro horizontal isotérmico Equação 7:⁽¹⁹⁾

$$Nu = \left\{ 0.6 + \frac{0.387 Ra_D^{(1/6)}}{[1 + (0.559/Pr)^{9/16}]^{8/27}} \right\}^2 \quad (7)$$

3 MODELO NUMÉRICO

As equações que representam o modelo matemático junto com as respectivas condições de contorno são discretizadas numericamente utilizando o método de volumes finitos para uma malha regular num sistema de coordenadas cilíndricas no plano (r, θ) , conforme mostrado na Figura 2, utilizando um esquema de discretização implícito em r e explícito em θ . Assim, as equações que compõem o sistema são resolvidas simultaneamente na coordenada em r . Por meio de um processo de marcha sequencial caminha-se na coordenada θ . Somente após fechar a solução de todo o domínio em θ incrementa-se o tempo.

A equação geral para os domínios internos é dada pela Equação 8, onde os coeficientes que acompanham os termos de temperatura estão definidos considerando as características geométricas da malha e as propriedades termofísicas. Nos volumes correspondentes à fronteira do domínio, as equações discretizadas levam em consideração as respectivas condições de contorno. Nos volumes internos vizinhos ao núcleo do cilindro pode-se observar que a área da fronteira “w” coincide com o centro do cilindro e, portanto, tende a zero. Isto satisfaz naturalmente à condição de contorno de fluxo de calor nulo em $r=0$.

A equação discreta resultante desta análise é dada pela Equação 9, válida para todos os volumes de fronteira interna. As equações discretizadas que governam o fenômeno de transferência de calor nos volumes externos são deduzidas levando em consideração as respectivas condições de contorno. A Equação 10 mostra, de forma generalizada, as equações para cada um dos volumes de fronteira, onde o coeficiente C_7 é escolhido de acordo com cada uma das três condições de contorno possíveis (resfriamento por jatos de água, aquecimento por contato com a barra aquecida e resfriamento misto por convecção natural e radiação térmica). T_{ext} é a temperatura da água do jato, a temperatura ambiente externa ou a temperatura da barra aquecida, dependendo da condição de contorno que está sendo levada em consideração. Assim, as Equações 8 a 10 são as formas genéricas que representam o conjunto de pontos do domínio agrupados em pontos internos e pontos de fronteira. Na Tabela 1 são mostradas as expressões utilizadas para o cálculo dos coeficientes das Equações 8 a 10.

$$C_2 r_w T_w^{t+1} + [C_1 + C_2 (r_e - r_w)] T_p^{t+1} - C_2 r_e T_E^{t+1} = C_3 T_S^t + [C_1 - 2C_3] T_P^t + C_3 T_N^t \quad (8)$$

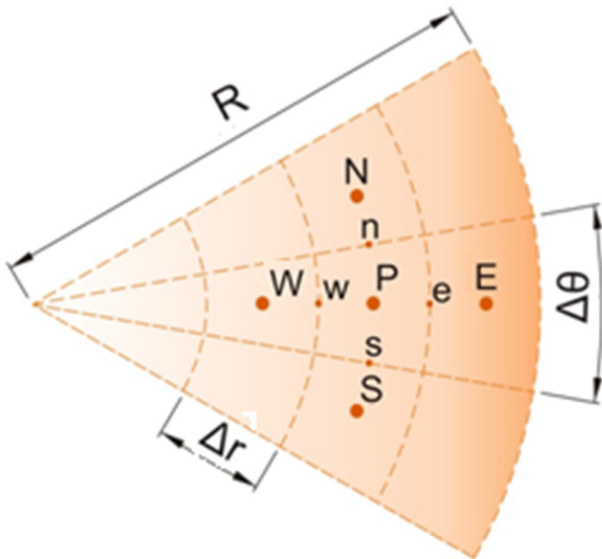


Figura 2. Volume elementar numa seção do domínio computacional.

Tabela 1. Coeficientes das equações discretas

C1	C2	C3	C4	C5	C6	C7	C8	C9
$\frac{\Delta\theta \cdot \Delta r \cdot r_p}{\alpha \Delta t}$	$\frac{\Delta\theta}{\Delta r}$	$\frac{\ln\left(\frac{r_e}{r_w}\right)}{\Delta\theta}$	$\frac{\rho c_p \Delta\theta \Delta r^2}{\Delta t 2k}$	$\frac{\Delta r}{\Delta\theta r_p}$	$\frac{\Delta\theta \cdot \Delta r \cdot r_p \rho c_p}{\Delta t}$	$\frac{\Delta\theta r_f}{R}$	$\frac{\Delta\theta r_w k}{\Delta r}$	$\frac{k \ln\left(\frac{r_e}{r_w}\right)}{\Delta\theta}$

$$(C_4 + \Delta\theta) T_P^{t+1} + \Delta\theta T_E^{t+1} = C_5 T_S^t + (C_4 - 2C_5) T_P^t + C_5 T_N^t \quad (9)$$

$$-C_8 T_W^{t+1} + (C_6 + C_7 + C_8) T_P^{t+1} = C_9 T_S^t + (C_6 - 2C_9) T_P^t + C_9 T_N^t + C_7 T_{ext} \quad (10)$$

O conjunto de equações algébricas resultantes da discretização numérica podem ser resolvidas por meio de um algoritmo computacional implementado na plataforma MatLab. O modelo considera que os cilindros se movimentam em rotação constante determinada pelo avanço do material e pela taxa de redução em cada passagem entre os cilindros. Isto resulta com que as condições de contorno atuem em cada instante em lugares diferentes da superfície do cilindro de laminação. No algoritmo é mudado o referencial e este efeito é tratado considerando que o cilindro se encontra estacionário e as condições de contorno giram ao redor do cilindro com a velocidade de rotação imposta ao problema.

O código é avaliado enquanto a um teste de malha espacial e temporal, mostrando que são alcançados resultados independentes do tamanho de malha se for considerado um número igual a 50 volumes, na direção radial, e igual a 64 volumes, na direção circunferencial. No caso da malha temporal, o incremento de tempo que não afeta os resultados é de $4,23 \times 10^{-5}$ s. Com este tamanho de malha foram realizados os estudos numéricos que estão apresentados na seção de resultados.

A validação do algoritmo é realizada considerando testes de simetria e também uma comparação com resultados experimentais. Para a validação com dados experimentais foram utilizadas medições termográficas da temperatura superficial de um cilindro de laminação, obtidas pelos autores do presente trabalho, numa indústria siderúrgica. Os resultados dos testes de validação mostram que o algoritmo permite obter resultados concordantes em ordem de grandeza com os resultados experimentais para as mesmas condições operacionais conforme mostra a Figura 3. Por sua vez, os resultados obtidos dos campos de temperaturas radial e circunferencial, nos ensaios de simetria, aplicados ao algoritmo, mostram que ele fornece dados coerentes com a situação física testada. As condições de operação do laminador são mostradas na Tabela 2. Estes mesmos dados foram utilizados nas simulações cujos resultados serão apresentados na seção seguinte.

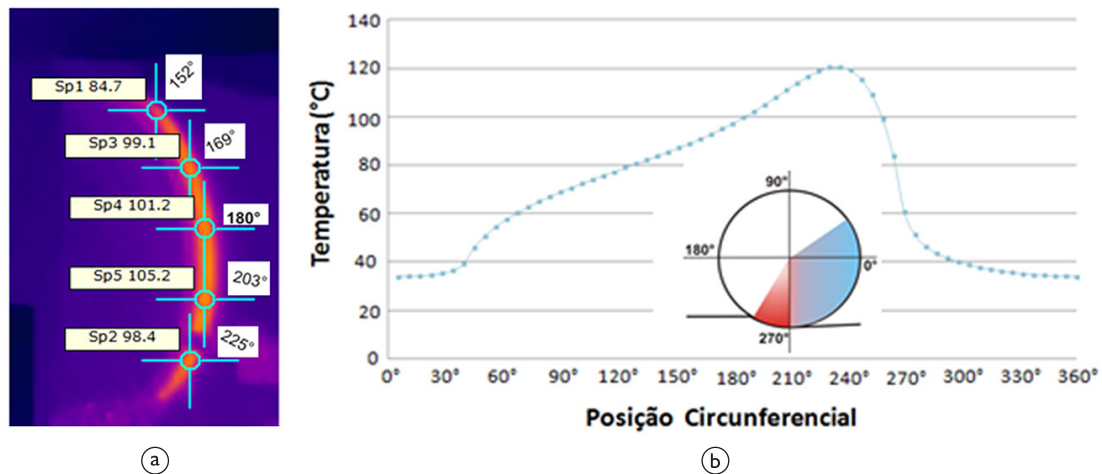


Figura 3. Comparação com resultados experimentais: (a) Termografia do cilindro realizada pelos autores, (b) Temperatura circunferencial em $R= 193$ mm.

Tabela 2. Dados do cilindro e da barra utilizado para calibração

Item	Descrição	Unidade	Valor	Observação
01	Diâmetro máximo do cilindro	m	0,39	Mínimo 0,33
02	Comprimento do cilindro	m	0,6	Dados de campo
03	Diâmetro da barra	m	0,0273	Dados de campo
04	Velocidade da barra	m/s	2,8	Dados de campo
05	Intervalo entre barras	s	10	Dados de campo
06	Temperatura da barra	°C	1.000	Dados de campo
07	Aço produzido (Barra redonda CA 50)	-	-	NBR -7480

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Na simulação foi considerado um cilindro de aço carbono ASTM-A-1010 de 390 mm de diâmetro, trabalhando a uma rotação de 140 rpm e em contato com o material de deformação a 1.000°C . O sistema de resfriamento principal do cilindro é formado por um jato plano de água com ângulo de cobertura de 135° ao redor do cilindro e temperatura ambiente de 30°C .

A Figura 3b mostra uma curva da distribuição de temperatura angular interna próxima à superfície ($R= 193$ mm) considerando as condições recém-descritas e uma vazão de água de resfriamento de $20\text{ m}^3/\text{h}$ a 30°C . Esta figura foi obtida imediatamente após a passagem de 55 barras de laminação, condição na qual é alcançado o regime permanente como mostrado na Figura 4.

Conforme já discutido, o controle da temperatura do cilindro através do resfriamento com jatos de água preserva a sua vida útil evitando desgastes prematuros. Sendo assim, foi conduzido um estudo numérico como forma de estabelecer o efeito da temperatura e a vazão de água de resfriamento no comportamento superficial da temperatura do cilindro e a penetração de energia para o seu interior. Assim, a temperatura da água de resfriamento foi variada de 20°C até 40°C com incrementos de 5°C , enquanto que a vazão foi variada de $10\text{ m}^3/\text{h}$ até $40\text{ m}^3/\text{h}$, com incrementos de $10\text{ m}^3/\text{h}$. Para todos os casos estudados as curvas apresentadas correspondem a um tempo

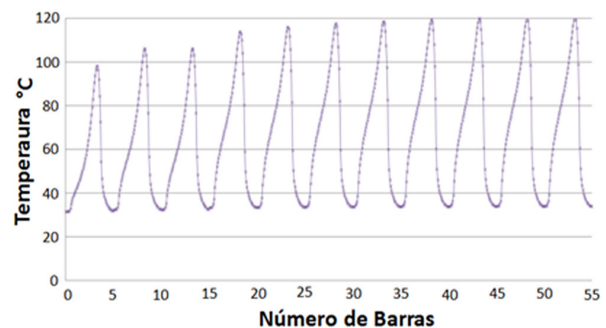


Figura 4. Variação da temperatura circunferencial em $R= 193$ mm em função do número de barras laminadas.

de simulação de 44 min, o que é equivalente à passagem de 55 barras pelo laminador.

A Figura 5 mostra o comportamento da temperatura circunferencial em função da temperatura da água de resfriamento e para uma vazão de $20\text{ m}^3/\text{h}$. Os resultados mostram que a diminuição da temperatura da água de resfriamento provoca uma queda da temperatura do cilindro e esta queda é proporcional à redução da temperatura da água. Na região de contato barra/cilindro, o resfriamento com água a 40°C resulta numa temperatura de aproximadamente 103°C e diminui para 93°C quando a temperatura da água cai para 20°C .

De acordo com a curva de distribuição de temperatura, observa-se que a região próxima à superfície do cilindro está exposta a uma variação cíclica de temperatura da ordem de 70°C , independente da condição de temperatura da água de resfriamento. Esta variação cíclica da temperatura pode estar relacionada com a fadiga térmica que os cilindros de laminação experimentam ao longo da sua vida útil.

A vazão de água de resfriamento utilizada em cilindros de laminação é bastante diversa e a variação ocorre em função de material do cilindro, diâmetro, localização e tipo da gaiola (desbaste ou acabamento), velocidade de laminação, entre outras características de material ou processo. Sabe-se também que mesmo entre laminadores que apresentam características produtivas semelhantes existem variações na vazão das gaiolas, principalmente devido à pouca padronização e ao controle empírico na operação.

Na Figura 6 estão mostradas as curvas de temperatura circunferencial considerando uma posição radial de 193 mm para diferentes condições de vazão de água de resfriamento. Na geração destas curvas foi considerada uma temperatura de água de resfriamento de 30°C . Pode-se observar que a temperatura do cilindro diminui com o aumento da vazão, conforme esperado, e que esta redução na temperatura não é proporcional ao aumento da vazão, indicando que aumentar a vazão de forma indiscriminada nem sempre resulta em queda de temperatura no cilindro. Para este caso simulado, a variação cíclica de temperatura próximo da superfície do cilindro é diminuída em torno de 15°C para uma vazão de $40\text{ m}^3/\text{h}$, quando comparado a uma vazão de $20\text{ m}^3/\text{h}$.

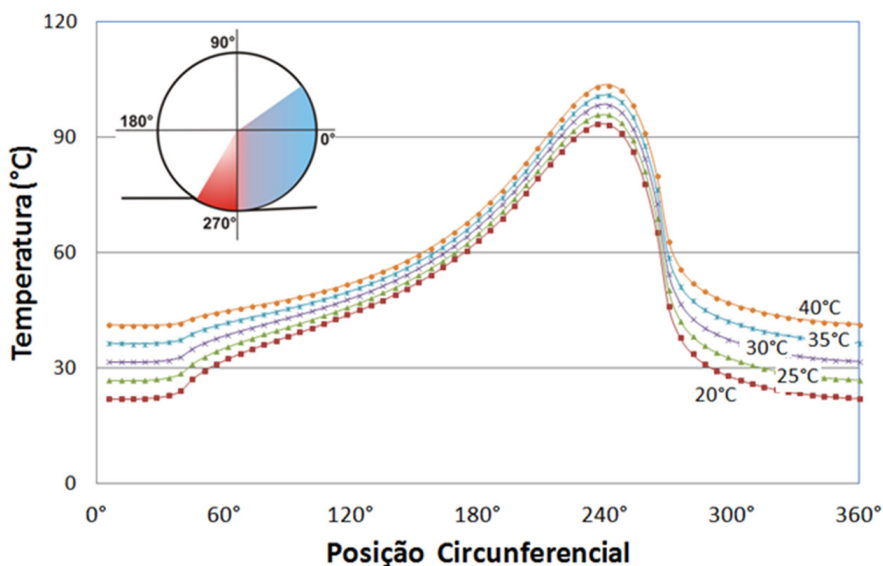


Figura 5. Temperaturas circunferenciais do cilindro em $R=193\text{ mm}$ para diferentes temperaturas da água de resfriamento.

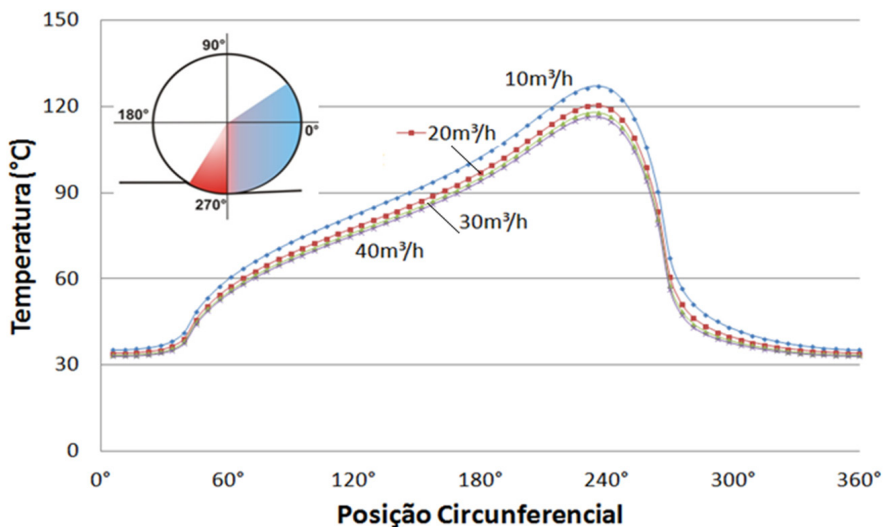


Figura 6. Perfis de temperatura circunferencial em $R=193\text{ mm}$ para diferentes vazões de água de resfriamento.

5 CONCLUSÕES

Como contraponto à maioria dos trabalhos numéricos sobre o processo de laminação cujo foco principal de estudo é o material conformado, o presente trabalho concentra a sua análise no cilindro de laminação, objetivando a determinação do campo de temperatura tanto na superfície quanto no interior do cilindro em função dos principais parâmetros envolvidos no processo. O algoritmo numérico desenvolvido pode ser utilizado como uma ferramenta de análise que permita fornecer subsídios técnicos abrangentes de modo a estabelecer as melhores condições de operação cujo objetivo final é estender a vida

útil dos cilindros de laminação e a redução de paradas que garanta o aumento de produtividade e a redução dos custos de produção de materiais laminados. Com base nos resultados apresentados é possível verificar o comportamento da distribuição de temperatura considerando a variação de dois parâmetros importantes na operação do processo de laminação como é a temperatura da água de resfriamento e a sua vazão. No caso da variação da temperatura da água é possível observar que a sua diminuição provoca uma queda proporcional na temperatura do cilindro, enquanto que o aumento da vazão, embora também provoque uma redução na temperatura do cilindro, esta redução não é proporcional ao aumento da vazão.

REFERÊNCIAS

- 1 Guerrero MP, Flores CR, Pérez A, Colás R. Modelling heat transfer in hot rolling work rolls. *J Mater Process Tech.* 1999;94:52-59. [http://dx.doi.org/10.1016/S0924-0136\(99\)00083-7](http://dx.doi.org/10.1016/S0924-0136(99)00083-7)
- 2 Lee P, Choi H, Lee S. The effect of nozzle height on cooling heat transfer from a hot steel plate by an impinging liquid jet. *ISIJ Int.* 2004;44:704-709. <http://dx.doi.org/10.2355/isijinternational.44.704>
- 3 Rizzo EMS. Processo de laminação dos aços: uma introdução. São Paulo: Associação de Brasileira de Metalurgia e Materiais; 2007.
- 4 Hill DR, Gray LE. Colling of work rolls in hot rolling mills. *Iron Steel Eng.* 1981;58:57-62.
- 5 Stevens PG, Ivens, K.P., Harper, P. Increasing work-roll life by improved roll-cooling practice. *J Iron Steel I.* 1971;209:1-11.
- 6 Raudenský M, Horský J, Kotrbáček P, Pohanka M. Cooling of rolls used in hot rolling of long products. Birmingham: IOM Communications; 2007.
- 7 Li HC, Li Jiang ZY, Tieu AK, Sun WH, Wei DB. Experimental study on wear and friction of work roll material with 4% Cr and added Ti in cold rolling. *Wear.* 2011;271:2500-2511. <http://dx.doi.org/10.1016/j.wear.2010.11.053>
- 8 Pérez A, Corral RL, Fuentes R, Colás R. Computer simulation of the thermal behaviour of a work roll during hot rolling of steel strip. *J Mater Process Tech.* 2004;153-154:894-899. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2004.04.103>
- 9 Ginzburg VB, Bakhtar FA, Issa RJ. Application of coolflex model for analysis of work roll thermal conditions in hot strip mills. *Iron Steel Eng.* 1997;74:38-45.
- 10 Saboonchi A, Abbaspour M. Changing the geometry of water spray on milling work roll and its effect on work roll temperature. *J Mater Process Tech.* 2004;148:35-49. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2004.01.038>
- 11 Gradeck M, Kouachi A, Borean JL, Gardin P, Lebouché M. Heat transfer from a hot moving cylinder impinged by a planar subcooled water jet. *Int J Heat Mass Tran.* 2001;54:5527-5539.
- 12 Azene YT, Roy R, Farrugia D, Onisa C, Mehnen J, Trautmann H. Work roll cooling system design optimisation in presence of uncertainty and constrains. *J Manuf Sci Tech.* 2010;2:290-298. <http://dx.doi.org/10.1016/j.cirpj.2010.06.001>
- 13 Benasciutti D, Brusa E, Bazzaro G. Finite elements prediction of thermal stresses in work roll of hot rolling mills. *Procedia Eng.* 2010;2:707-716. <http://dx.doi.org/10.1016/j.proeng.2010.03.076>
- 14 Lu L, Wang Xi, Gao Z, Jiang Y. Influence of the contact pressure on rolling contact fatigue initiation of 1070 steel. *Procedia Eng.* 2011;10:3000-3005. <http://dx.doi.org/10.1016/j.proeng.2011.04.497>
- 15 Chen W-L, Yang Y-C. Inverse problem of estimating the heat flux at the roller/workpiece interfaceduring a rolling process. *Applied Thermal Engineering.* 2010;30:1247-1254. <http://dx.doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2010.02.007>
- 16 Weisz-Patrault D, Ehrlacher A, Legrand N. Evaluation of temperature field and heat flux by inverse analysis during steel strip rolling. *Int J Heat Mass Tran.* 2012;55:629-641. <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2011.10.048>
- 17 Cetlin PR, Helman H. Fundamentos da conformação mecânica dos metais. 2. ed. São Paulo: Artliber; 2005
- 18 Biswas SK, Chen S-J, Satyanarayana A. Optimal temperature tracking for accelerated cooling processes in hot rolling of steel. *Dynam Control.* 1997;7:327-340. <http://dx.doi.org/10.1023/A:1008268310234>
- 19 Churchill SW, Chu HHS. Correlating equations for laminar and turbulent free convection from horizontal cylinder. *Int J Heat Mass Tran.* 1975;18:1049-1053. [http://dx.doi.org/10.1016/0017-9310\(75\)90222-7](http://dx.doi.org/10.1016/0017-9310(75)90222-7)

Recebido em: 16/07/2012

Aceito em: 19/05/2013