

MODELO MATEMÁTICO SEMI-ANALÍTICO PARA CÁLCULO DE TEMPERATURA E TENSÕES RESIDUAIS EM CHAPAS GROSSAS TEMPERADAS¹

Marcus Vinícius Medeiros²
Luciano Pessanha Moreira³
José Adilson de Castro⁴
Antônio Adel dos Santos⁵
Leonardo Camilo dos Reis⁶

Resumo

Foi desenvolvido um modelo matemático para cálculo de temperatura e tensões residuais em chapas grossas, no tratamento térmico de têmpera da Usiminas, unidade de Ipatinga. O modelo calcula, primeiramente, a evolução da temperatura, pelo Método dos Volumes Finitos (MVf), e, em seguida, determina o perfil de tensão residual provocado por gradientes térmicos. O modelo foi validado preliminarmente por meio de temperaturas medidas em chapas grossas, e permite incorporar o efeito do calor gerado pela transformação martensítica na evolução térmica da chapa. Os resultados do cálculo de tensões foram comparados com resultados fornecidos pelo *software* de elementos finitos Ansys[®], apresentando consistência.

Palavras-chave: Modelamento matemático; Tensões residuais; Chapas grossas; Têmpera.

SEMI-ANALYTICAL MATHEMATICAL MODEL FOR TEMPERATURE AND RESIDUAL STRESS PREDICTIONS IN QUENCHED PLATES⁽¹⁾

Abstract

A mathematical model was developed for temperature and residual stress predictions on steel plates, in quenching heat treatment process at Usiminas, Ipatinga unit. At first, the developed model provides the temperature evolution, by Finite Volumes Method (FVM), and, after that, the model gives the residual stress profile caused by thermal gradients. The model was checked by measured temperature data for steel plates, and it also permitted to include the heat released from martensitic transformation effect on steel plate temperature evolution. The stress calculation results were compared with results achieved by finite elements software Ansys[®], showing consistency.

Palavras-chave: Mathematical model; Residual stress; Steel plates; Quenching.

1 *Contribuição técnica ao 47º Seminário de Laminação – Processos e Produtos Laminados e Revestidos, 26 a 29 de outubro de 2010, Belo Horizonte, MG.*

2 *Eng. Mecânico, M.Sc., Centro de Tecnologia Usiminas - Unidade Ipatinga, MG*

3 *Eng. Mecânico, D.Sc., Professor Adjunto, Escola de Engenharia Industrial Metalúrgica de Volta Redonda, Universidade Federal Fluminense, Volta Redonda, RJ*

4 *Eng. Metalúrgico, Ph.D., Professor Adjunto, Escola de Engenharia Industrial Metalúrgica de Volta Redonda, Universidade Federal Fluminense, Volta Redonda, RJ*

5 *Eng. Metalúrgico, D.Sc., ASQ/CQE, Centro de Tecnologia Usiminas - Unidade Ipatinga, MG*

6 *Eng. Mecânico, M.Sc., Centro de Tecnologia Usiminas - Unidade Ipatinga, MG*

1 INTRODUÇÃO

A Usiminas é uma tradicional fornecedora de chapas grossas temperadas e revenidas, atuando no mercado nacional e internacional desde 1986. A linha de laminação de chapas grossas processa, atualmente, dezenas de qualidades de aços, os quais constituem matéria-prima para a produção de equipamentos e artefatos aplicados em vários segmentos produtivos, desde a indústria de cutelaria até a indústria de implementos agrícolas. Além de propriedades mecânicas e metalúrgicas, um dos requisitos mais importantes para a aplicação de chapas temperadas e revenidas é a planicidade.

No processo de fabricação as placas são laminadas para espessuras de 6 a 100 mm e, em seguida, desempenadas a quente. No tratamento térmico de têmpera, as chapas são reaquecidas num forno de tubo radiante. Este forno possui três zonas: pré-aquecimento, aquecimento e encharque. Na saída do forno existe uma máquina de têmpera, do tipo *roller quench*, onde o material é resfriado a partir da temperatura de austenitização com taxa de resfriamento suficiente para formação de martensita. Esta máquina possui basicamente duas zonas, caracterizadas pela capacidade de resfriamento, *high quench (HQ)*, alta têmpera, e *low quench (LQ)*, baixa têmpera. Algumas qualidades de aço são submetidas, posteriormente, a um processo de revenimento num forno do tipo chama direta, para formação de martensita revenida e, com isso, obter ganho de tenacidade.

Problemas de planicidade podem surgir, principalmente, devido às condições não equilibradas de têmpera nas duas faces da chapa ou ao longo de sua largura/comprimento.⁽¹⁻³⁾ A falta de homogeneidade no resfriamento provoca diferenças de deformações devido a contrações térmicas e mudanças volumétricas atribuídas às transformações de fase. Estas diferenças levam à geração de tensões que podem permanecer no material ao final do processo, sendo comumente chamadas de tensões residuais.⁽¹⁾ Elas podem provocar distorções permanentes na chapa após o tratamento térmico e, também, durante o processamento nas etapas subsequentes da cadeia produtiva. A forma de distribuição destas tensões e a sua intensidade determinam o tipo de defeito de planicidade resultante.⁽²⁾ Assim, torna-se importante a previsão e, com isso, o controle a níveis aceitáveis destas tensões.

Sendo assim, o presente trabalho teve por objetivo, então, o desenvolvimento de um modelo matemático para cálculo da temperatura e das tensões residuais em chapas temperadas, considerando-se aspectos termomecânicos e de transformação de fase austenita/martensita. O modelo é unidimensional ao longo da espessura da chapa.

2 MATERIAIS E MÉTODOS

2.1 Modelamento Matemático

2.1.1 Modelo para cálculo de temperatura

A evolução térmica da chapa foi determinada pela equação de balanço de energia aplicada ao caso de condução de calor transiente unidimensional, equação (1) em notação indicial.⁽⁴⁻⁷⁾ Nesta equação ρ é a densidade do aço, c_p é o calor específico, T é a temperatura da chapa e s_T é um termo fonte, que no caso foi associado à transformação de fase austenita/martensita. O termo q_i , fluxo de calor, é dado pela equação de *Fourier*, equação (2), onde k é a condutividade térmica. Os índices i e j variam de 1 a 3 sendo as posições x_1 , x_2 e x_3 correspondentes,

respectivamente, aos eixos X, na direção da espessura, Y, na largura e Z, no comprimento.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho c_p T) = \frac{\partial q_i}{\partial x_i} + s_T \quad (1)$$

$$q_i = -k \frac{\partial T}{\partial x_i} \quad (2)$$

Como condição de contorno, foi programada a lógica de funcionamento do equipamento *roller quench*, onde se definiu, para cada conjunto de *headers* (chuveiros), um coeficiente de transferência de calor, h , para a superfície superior e inferior da chapa, equação (3), onde T_f é a temperatura da água. Com a informação de espessura e velocidade da chapa, define-se sua posição ao longo do processo. Assim, a partir desta referência, determina-se o valor do coeficiente de transferência de calor e, com isso, o perfil de temperatura ao longo da espessura. As equação (4) apresenta a condição inicial adotada.^(4,6)

$$k \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{\text{superf}} = h(T - T_f) \quad \text{e/ou} \quad \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{\text{meto}} = 0 \quad (\text{simetria}) \quad (3)$$

$$T_{\text{inicial}} = 900 \text{ }^\circ\text{C} \quad (4)$$

A solução numérica da equação de governo de transferência de calor foi pelo MVF, com aplicação do algoritmo *TDMA*.⁽⁶⁻⁸⁾

2.1.2 Modelo para cálculo de tensões

Com a temperatura calculada para cada posição e instante, faz-se o cálculo das tensões, usando-se o modelo descrito a seguir.

Fazendo-se a decomposição dos tensores tensão e deformação, σ_{ij} e ϵ_{ij} , numa parte hidrostática, $\frac{1}{3}\sigma_{kk}$ e $\frac{1}{3}\epsilon_{kk}$, e outra desviadora, s_{ij} e e_{ij} chega-se à equação (5) para a taxa de deformação média, em que ν , E e α são o coeficiente de Poisson, o módulo de elasticidade e o coeficiente de expansão térmica, nesta ordem.⁽⁴⁻⁶⁾

$$\frac{1}{3}\dot{\epsilon}_{kk} = \frac{1-2\nu}{3E}\dot{\sigma}_{kk} + \alpha\dot{T} \quad (5)$$

Considerando agora, a decomposição aditiva do tensor de deformações, a equação (6) apresenta a taxa de deformação total, em termos das componentes desviadoras de deformação⁽⁴⁾. Nesta equação, os índices *el*, *vis* e *pl* indicam, respectivamente, a parcela elástica, a parcela de viscosidade e a parte plástica da deformação total.

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \dot{\epsilon}_{ij}^{\text{el}} + \dot{\epsilon}_{ij}^{\text{vis}} + \dot{\epsilon}_{ij}^{\text{pl}} \quad (6)$$

Da lei generalizada de Hooke para material isotrópico e das relações de Maxwell para a teoria de viscoelasticidade, as taxas de deformação elástica e viscosa podem ser fornecidas pelas equações (7) e (8), respectivamente, em que s_{ij} é a componente desviadora do tensor de tensões.⁽⁴⁾

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{\text{el}} = \frac{1}{2G}s_{ij} \quad (7)$$

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{vis} = \frac{1}{2\eta} s_{ij} \quad (8)$$

Nestas equações, $G = \frac{E}{2(1+\nu)}$ e $\eta = c_0 e^{\frac{\sigma_1}{T+430}}$ com T em °F.

A lei associada de escoamento plástico, considerando o critério de escoamento de *von Mises*, fornece o incremento de deformação plástica, equação (9), que, juntamente com a condição de estabilidade para sólido com encruamento isotérmico, define uma superfície de escoamento do material, sendo λ um multiplicador plástico.⁽⁴⁻⁶⁾

$$\dot{\epsilon}_{ij}^P = \lambda s_{ij} \quad (9)$$

Utilizando as relações anteriores, chega-se na equação constitutiva geral, equação (10), para o caso termo-elasto-plástico⁽⁴⁾. O termo g que surge nesta equação é usado para o comportamento do material, i.e., $g = 1$ para regime elástico e $g = 0$ para regime elasto-plástico.

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \frac{1+\nu}{E} \dot{\sigma}_{ij} - \delta_{ij} \frac{\nu}{E} \dot{\sigma}_{kk} + \left(\frac{1}{2\eta} + (1-g)\mu \right) \left(\sigma_{ij} - \delta_{ij} \frac{\sigma_{kk}}{3} \right) + \delta_{ij} \alpha \dot{T} \quad (10)$$

Para o modelo unidimensional, assume-se estado plano de tensão, no caso termo-elástico, da seguinte maneira:

$$\begin{cases} \sigma_{xx} = \sigma_{xy} = \sigma_{yz} = \sigma_{zz} = 0 \\ \sigma_{yy} = \sigma_{zz} = \sigma \end{cases} \quad (11a)$$

$$\begin{cases} \epsilon_{xx} = 0 \\ \epsilon_{yy} = \epsilon_{zz} = \epsilon \end{cases} \quad (11b)$$

Desta forma, aplicando-se estas condições na equação (10), define-se a equação (12) para este estado.

$$\dot{\epsilon} = \frac{1-\nu}{E} \dot{\sigma} + \left(\frac{1}{2\eta} + (1-g)\mu \right) \frac{\sigma}{3} + \alpha \dot{T} \quad (12)$$

Da equação (12), quando não há escoamento plástico a taxa de tensão é obtida considerando-se $g = 1$, equação (13).

$$\dot{\sigma} = \frac{E}{1-\nu} \left(\dot{\epsilon} - \frac{\sigma}{6\eta} - \alpha \dot{T} \right) \quad (13)$$

Em condição de escoamento plástico, $g = 0$, a função de escoamento (f) é definida pela equação (14), onde Y representa o limite de escoamento em tração, que é dependente da temperatura, e $\dot{Y} = \frac{dY}{dT}$.

$$f = \sigma^2 - Y^2(T) = 0 \text{ ou } \dot{f} = 2\sigma\dot{\sigma} - 2Y\dot{Y} = 0 \text{ ou } \sigma\dot{\sigma} = Y\dot{Y} \quad (14)$$

Durante o escoamento plástico, considerando um material com comportamento plástico perfeito, $\sigma = \pm Y$, a equação (15) pode ser escrita.

$$\sigma = (\text{sgn } \dot{\sigma}) \dot{Y} \quad (15)$$

onde $\text{sgn } \sigma = +1$ para tração
 $\text{sgn } \sigma = -1$ para compressão

Combinando-se as equações (13) e (15), chega-se na equação constitutiva geral (16) para definição da tensão no material.⁽⁴⁾

$$\dot{\sigma} = \frac{E}{1-\nu} g \left(\dot{\epsilon} - \frac{\sigma}{E\eta} - \alpha \dot{T} \right) + (1-g) (\text{sgn } \sigma) \dot{\gamma} \quad (16)$$

Agora, a taxa de deformação pode ser obtida usando-se a condição de distribuição de tensão com resultante zero ao longo da espessura, equação (17).

$$\int_0^h \dot{\sigma}(x,t) dx = 0 \quad (17)$$

Substituindo a equação (16) em (17), tem-se a equação (18) para a taxa de deformação.

$$\dot{\epsilon}(t) = \frac{1}{L_v} \int_0^h \left[g(x,t) \left(\frac{\sigma}{E\eta} + \alpha \dot{T} \right) - (1-g(x,t)) \left(\frac{1-\nu}{E} \right) (\text{sgn } \sigma) \dot{\gamma} \right] dx \quad (18)$$

onde $L_v = \int_0^h g(x,t) dx$

Esta equação é então resolvida fazendo-se uma previsão elástica pela equação (13), checando-se a função de escoamento para definição do comportamento e, por fim, efetuando-se a correção caso o regime previsto fosse elasto-plástico. Este passo é repetido até que todos os nós estejam na região elástica (correção plástica), ou seja, $g = 1$. Numa análise preliminar, foi visto que o efeito viscoso para o caso em estudo, não foi significativo. Portanto, os termos relativos à viscosidade foram desconsiderados nas simulações. Os termos de derivadas das equações foram resolvidos por diferenças finitas.

2.2 Determinação de Propriedades Mecânicas

Neste estudo foram avaliadas chapas de um aço de alta resistência C-Mn microligado ao Nb e Ti, com requisito de 360 HV de dureza. A composição química é dada na Tabela 1.

Tabela 1 – Composição química do aço analisado [%]

C	Mn	P	S	Si	Al	Nb	Ti	B
0,15	1,18	0,015	0,0010	0,19	0,044	0,039	0,039	0,0023

Foi realizado ensaio de dilatométrica, para definição do coeficiente de expansão térmica e temperaturas de início e final de transformação, consistindo em aquecer o corpo de prova, de 4 mm de diâmetro por 10 mm de comprimento, até 900°C e aplicar, após um encharque de 5 min, uma taxa de resfriamento elevada, cerca de 200°C/s. Além disso, foram feitos ensaios de tração em altas temperaturas (900°C, 700°C e 500 °C), no simulador termomecânico Gleeble 3500, usando-se corpo de provas cilíndricos, 100 mm de comprimento por 6 mm de diâmetro. Com dados de força e deslocamento, foram calculadas as tensões e deformações e, conseqüentemente, o limite de escoamento e o módulo de elasticidade para cada

temperatura. A Figura 1(a) mostra parte dos ciclos térmicos propostos e realizados e a Figura 1(b) mostra as curvas tensão-deformação verdadeira.

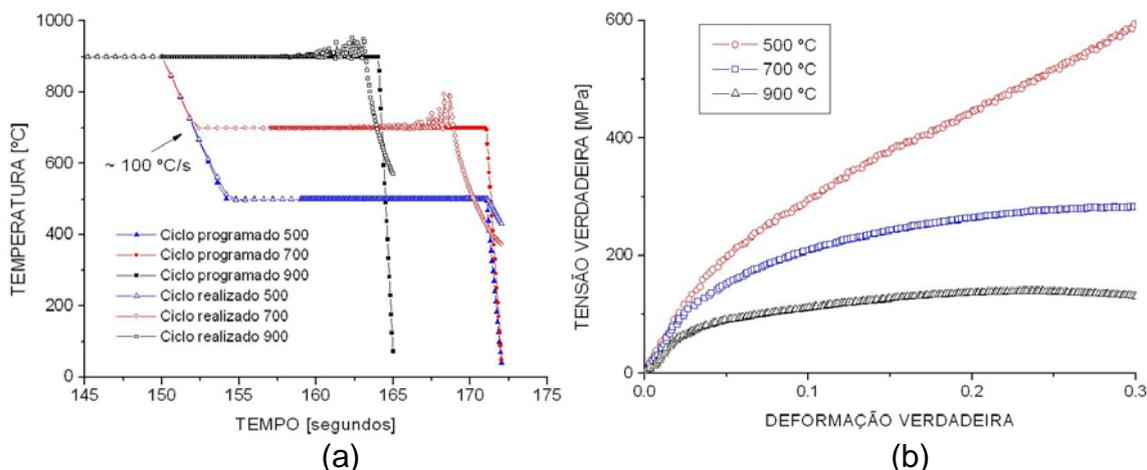


Figura 1. (a) Ciclos de temperatura no simulador termomecânico Gleeble.(b) Curvas tensão-deformação verdadeira.

2.3 Validação dos Modelos

Para validação dos cálculos de temperatura, foram utilizados dados de medição em chapas grossas processadas na linha de tratamento térmico da Usiminas. Para esta medição são feitos furos em posições ao longo da espessura da chapa onde são fixados termopares. Estes termopares são, então, conectados a um microprocessador colocado no interior de uma caixa com isolamento térmico fixada na chapa.⁽⁹⁾

O objetivo, então, foi comparar as temperaturas medidas com as temperaturas calculadas pelo modelo desenvolvido e, com isso, encontrar coeficientes de transferência de calor que melhor aproximassem estes valores. Primeiramente, usou-se um ajuste por tentativa e erro e, posteriormente, foi usado o *software* modeFRONTIER® de otimização.⁽¹⁰⁾

Para validação dos cálculos de tensões, fez-se uma comparação de resultados fornecidos pelo modelo desenvolvido com resultados obtidos com o *software* Ansys®, que utiliza o método dos elementos finitos (MEF), tendo em vista a dificuldade, ou impossibilidade, de realização de medições deste parâmetro.

3 RESULTADOS E DISCUSSÃO

3.1 Propriedades do Aço Estudado

O coeficiente de expansão térmica, α , foi obtido tomando-se a derivada, ou seja, a inclinação da curva deformação verdadeira – temperatura nas regiões austenítica e martensítica (Figura 2(a)). Foi possível observar a mudança de fase no intervalo entre 380°C e aproximadamente 230°C, definindo-se, assim, as temperaturas de início e final de transformação martensítica, respectivamente.

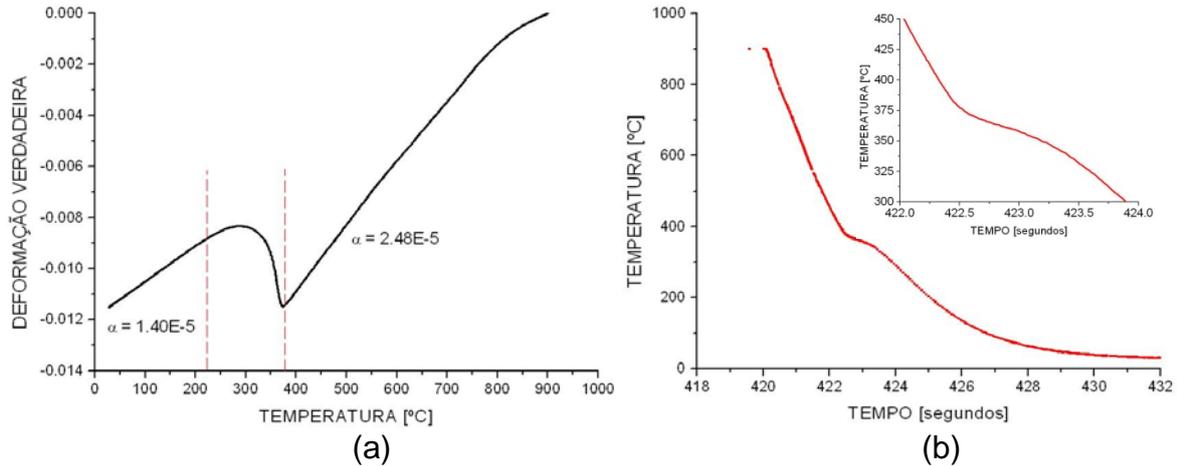


Figura 2. Resultados dos ensaios de dilatometria: (a) deformação verdadeira em função da temperatura e (b) evidência do ganho de calor pela transformação de fase austenita-martensita na curva de resfriamento.

A Figura 2(b) mostra o efeito da transformação de fase de austenita para martensita, gerando calor no material, pela variação na taxa de resfriamento do corpo de prova quando sua temperatura atinge a temperatura de transformação.

Essa constatação foi importante para definir a utilização de um termo fonte na equação de balanço de energia, que considera este efeito. A equação (19) estima, para o caso de transformação puramente martensítica, o ganho de calor incremental devido a este fenômeno.⁽¹¹⁾

$$\dot{Q} = \frac{\Delta H \Delta F}{c_p \Delta t} \quad (19)$$

Nesta equação, ΔH é o calor latente de transformação (J/kg) e ΔF a fração transformada de martensita no intervalo de tempo Δt .

As figuras 3(a) e 3(b) apresentam a influência da temperatura no limite de escoamento, obtido de forma convencional pelo valor de 0.2% de deformação, e no módulo de elasticidade, definido pela inclinação da reta tangente à este ponto. Foi traçada a reta de melhor ajuste aos valores experimentais.

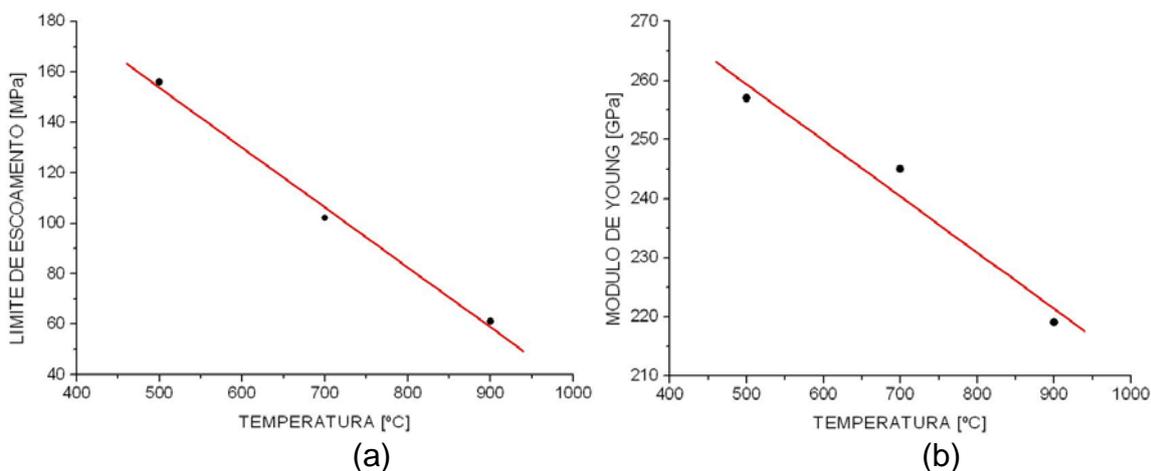


Figura 3. Propriedades mecânicas em função da temperatura: (a) limite de escoamento e (b) módulo de elasticidade.

3.2 Modelo Térmico

As figuras 4(a) e 4(b) apresentam os gráficos de comparação entre as temperaturas calculadas pelo modelo desenvolvido e as temperaturas medidas, nas superfícies superior (“Medida sup”) e inferior (“Medida inf”), das chapas de 12,7 mm e de 25,4 mm, respectivamente. Neste caso, os coeficientes de transferência foram definidos por tentativa e erro. São apresentados os gráficos para temperaturas calculadas sem transformação de fase (“Calc sem transf sup” e “Calc sem transf inf”) e as calculadas considerando-se a transformação de fase martensítica (“Calc com transf sup” e “Calc com transf inf”). Os coeficientes de transferência de calor para os dois casos, com e sem transformação, foram os mesmos e tiveram valor máximo de 40000 W/m²K, na zona de alta t \acute{e} mpera.

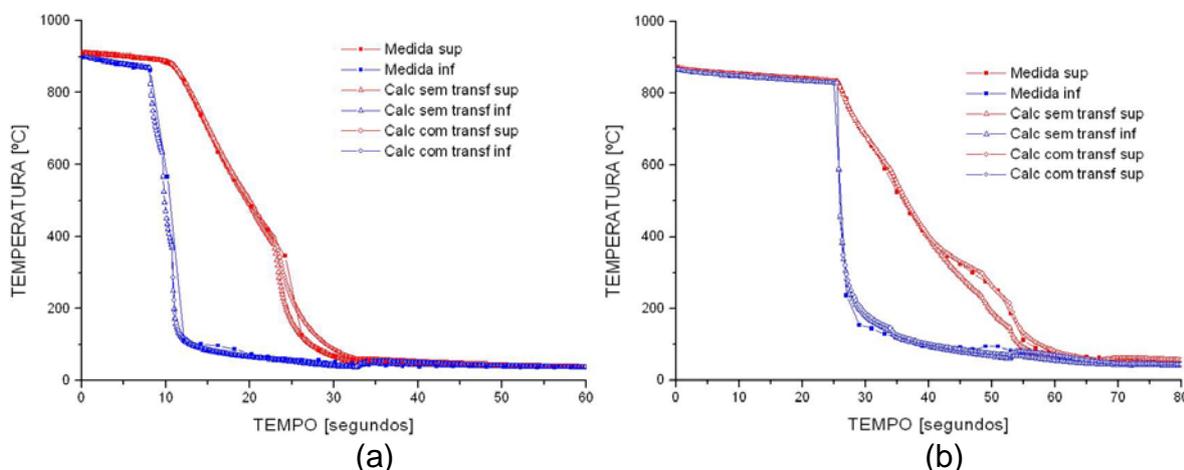


Figura 4. Evolução da temperatura com ajuste por tentativa e erro: (a) chapa de 12,7 mm e (b) chapa de 25,4 mm.

A Figura 5 mostra os gráficos de temperaturas obtidos usando-se os coeficientes de transferência de calor determinados com o *software* modeFRONTIER[®], para a chapa de 25,4 mm. Neste caso foi definido o objetivo de otimização como a minimização da soma do erro quadrático entre a curva calculada e a curva medida. Nesta análise, diferente do que foi feito pelo método de tentativa e erro, foram determinados os valores de coeficiente para cada situação, com e sem transformação de fase. Portanto, não se percebe o efeito de transformação de fase no comportamento da curva, mas sim, no comportamento da rotina de otimização. Embora nas duas condições houvesse um bom ajuste, quando se ativou o cálculo de transformação de fase, o modelo forneceu um acerto ligeiramente melhor na região próxima da temperatura de transformação, 380°C, para a superfície superior. O valor máximo do coeficiente de transferência de calor obtido neste caso foi de 54.082 W/m²K, também na zona de alta t \acute{e} mpera.

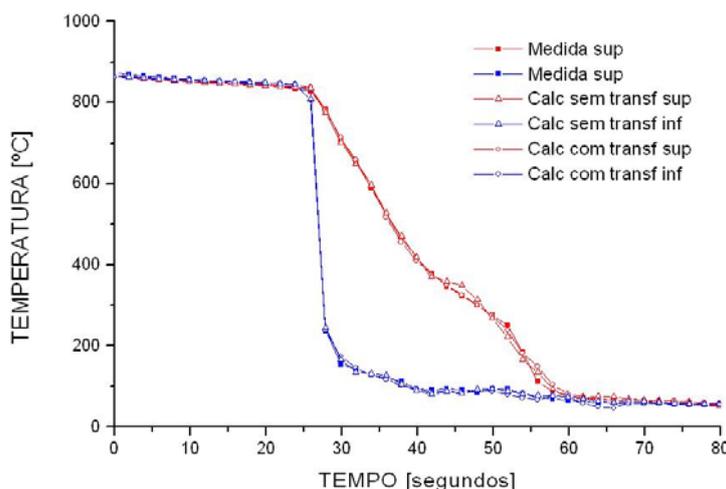


Figura 5. Evolução da temperatura para chapa de 25,4 mm com ajuste pelo modeFRONTIER®.

3.3 Modelo de Tensões

Para checagem dos cálculos de tensões, são apresentadas neste momento, comparações entre os resultados dos modelos desenvolvidos de temperatura e de tensões, com resultados fornecidos pelo *software* Ansys® (solução por MEF). As tensões são normais ao eixo Z (direção do comprimento da chapa). Primeiramente foram fixadas as propriedades termofísicas e mecânicas do material, para o caso puramente termo-elástico. Em seguida foram feitas análises termo-elasto-plásticas considerando-se o limite de escoamento e o módulo de elasticidade variando com temperatura, ambos de forma linear, de acordo com o comportamento mostrado na Figura 3. A Tabela 2 apresenta os valores das propriedades do material adotadas nestas simulações.⁽¹²⁾ O valor do coeficiente de expansão térmica, α , é a média dos dois valores apresentados na Figura 2(a).

Tabela 2 – Propriedades termofísicas e mecânicas adotadas no modelo de tensões⁽¹²⁾

k (W/m ² K)	C_p (J/kg K)	ρ (kg/m ³)	ν	α (1/K)	ΔH (J/m ³)	h (W/m ² K)
30	480	7832	0,3	$21 \cdot 10^{-6}$	680	20000

As Figuras 6(a) e 6(b) mostram os resultados para as chapas de 12,7 mm e de 25,4 mm, respectivamente, em termos de evolução de temperatura na superfície e no meio da espessura das chapas. Mesmo numa análise acoplada por MEF, não houve diferença nas temperaturas calculadas entre o caso termo-elástico e o caso termo-elasto-plástico. Evidentemente, a taxa de resfriamento nas superfícies é mais elevada que no meio da espessura, gerando um gradiente de temperatura, o qual é responsável pela geração de tensões térmicas no material

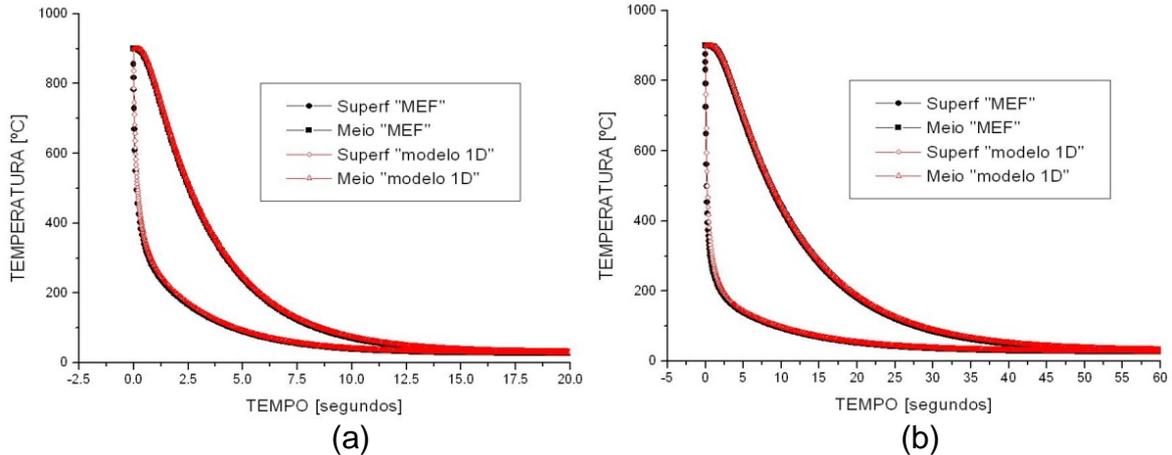


Figura 6. Comparações das temperaturas entre modelo desenvolvido ("modelo 1D") e MEF. (a) chapa de 12,7 mm e (b) chapa de 25,4 mm, com propriedades termofísicas constantes.

As Figuras 7(a) e 7(b) mostram os resultados do cálculo de tensões nas chapas sob condição puramente termo-elástica. Nesta situação, verifica-se que as tensões atingem um valor máximo, em tração na superfície e compressão no meio da chapa, e voltam a decrescer, tendendo para zero. Este comportamento está diretamente relacionado às diferenças de temperatura, ou seja, o problema é pilotado por temperatura. Assim, o fato do gradiente de temperatura atingir um valor máximo e voltar a diminuir representa um descarregamento, que neste caso é puramente elástico, permitindo assim um alívio das tensões.

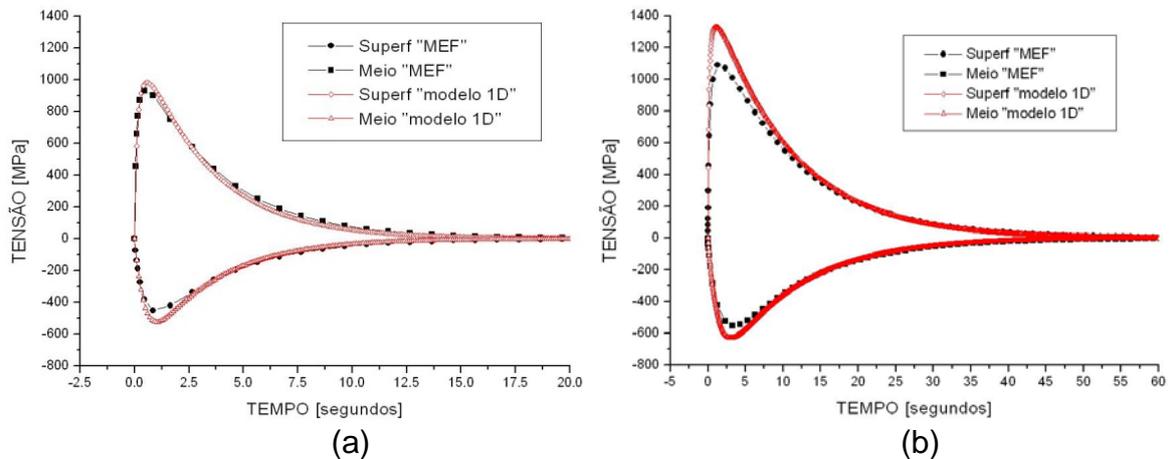


Figura 7. Comparações das tensões para o caso termo-elástico entre modelo desenvolvido ("modelo 1D") e MEF: (a) chapa de 12,7 mm e (b) chapa de 25,4 mm.

Para o caso termo-elasto-plástico, os resultados são mostrados nas Figuras 8(a) e 8(b), para chapas de 12,7 mm e 25,4 mm. Percebe-se neste caso, a alteração no comportamento das tensões quando se passa a considerar a plasticidade, mesmo sem levar em conta efeitos de encruamento. A imposição do limite de escoamento do material no cálculo permite apenas uma parcela de descarregamento, a parte elástica. A parcela plástica permanece no material e constitui uma barreira para o alívio da tensão.

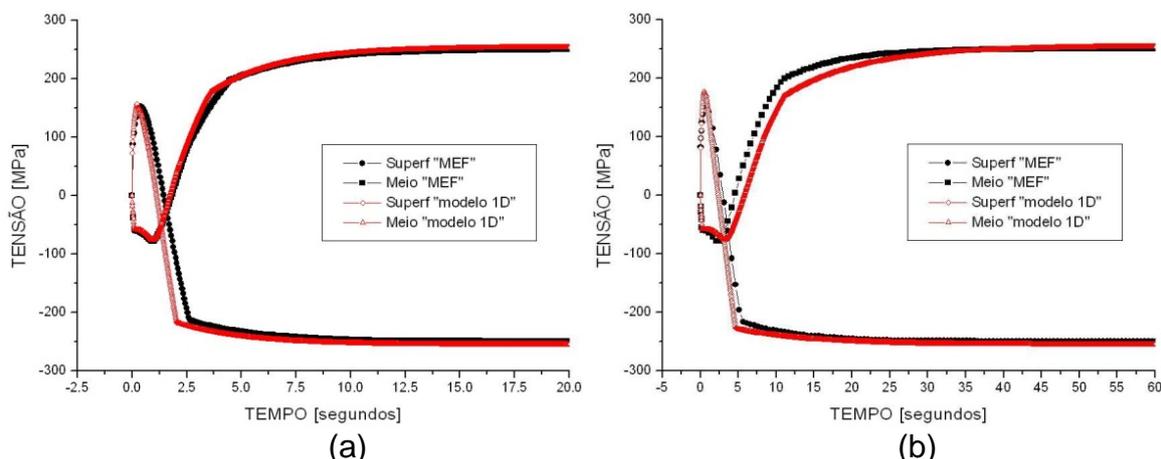


Figura 8. Comparações das tensões para o caso termo-elasto-plástico entre o modelo desenvolvido ("modelo 1D") e MEF: (a) chapa de 12,7 mm e (b) chapa de 25,4 mm.

4 CONCLUSÕES

O modelo desenvolvido para o cálculo de temperatura em chapas grossas, levando em conta as condições de resfriamento na máquina de têmpera (*roller quench*) da Usiminas, usina de Ipatinga, apresentou resultados coerentes com medidas de temperatura realizadas no processo. Além disso, comparações com o *software* Ansys® indicaram consistência dos cálculos de tensões.

O ajuste dos coeficientes de transferência de calor com a ajuda do *software* modeFRONTIER® permitiu uma maior precisão dos cálculos. Isto mostra o potencial tanto do modelo desenvolvido quanto do *software* para adequações futuras que venham a dar subsídios para otimização do resfriamento de chapas grossas.

As comparações dos resultados do modelo de tensões desenvolvido com aqueles fornecidos pelo Ansys® mostrou consistência dos resultados. Variáveis tais como a abordagem unidimensional no modelo desenvolvido e tridimensional no Ansys®, refinamento de malha e incrementos de tempo são aspectos que precisam ser melhor explorados para verificar se foram os responsáveis pelos desvios entre os dois modelos.

Agradecimentos

Os autores agradecem a *ESSS Engineering Simulation Scientific Software* pela atenção em auxiliar com a utilização do *software* comercial modeFRONTIER®. Luciano P. Moreira agradece ao CNPq pela Bolsa de Produtividade em Pesquisa e a FAPERJ pelo fomento a pesquisa no âmbito do Programa Jovens Cientistas do Nosso Estado.

REFERÊNCIAS

- 1 BATES, C.E., TOTTEN, G.E., BRENNAN, R.L. Quenching of Steel, ASM Handbook, Volume 4, Heat Treating, Section: Heat Treating of Steel, 1998.
- 2 MAHTUK, J.O., GUIDETTI, G., BARROS, A.L.F. Aplainamento, Curso de Laminação de Produtos Planos. Edição 1994, ABM, cap. 3, p.277-326.
- 3 MÜCKE, G., KARHAUSEN, K.F., PÜTZ, P.D. Methods of Describing and Assessing Shape Deviations in Strips. MPT – Metallurgical Plant and Technology, v.25, n.3, p.58-60, 62, 64-65, Jun. 2002.

- 4 LANDAU, H.G., WEINER, J.H., ZWICKY JR., E.E. Thermal stress in a viscoelastic plastic plate with temperature-dependent yield stress, *Journal of Applied Mechanics*, June 1960, p.297-302.
- 5 KANG, S.H., IM, Y.T. Three-dimensional thermo-elastic-plastic finite element modeling of quenching process of plain-carbon steel in couple with phase transformation, *International Journal of Mechanical Sciences*, v.49, 2007, p.423-439.
- 6 DEMIRDZIC, I., MARTINOVIC, D. Finite Volume Method for thermo-elasto-plastic stress analysis, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, n.109, 1993, p.331-349.
- 7 PATANKAR, S.V. Numerical heat transfer and fluid flow (series in computational methods in mechanics and thermal sciences), Taylor&Francis Publishers, 1980, 197p.
- 8 CASTRO, J. A., MOREIRA, L. P. Modelling the hot rolling process using a finite volume approach. *WIT Transactions on Engineering Sciences*, v. 59, 2008, p.419-430.
- 9 CRUZ, G.M., SANTOS, A.A., SANTOS, D.B. Avaliação das variáveis de processamento de normalização e têmpera dos aços ASTM-516-70N e USI-AR360Q no forno de tratamento térmico 2 da Usiminas. 40º Seminário de Laminação da ABM – Vitória-ES, outubro 2003, p.132-141.
- 10 modeFRONTIER® Inc: Site internet <http://www.esss.com.br>, 2010, 08/06/2010.
- 11 HODGSON, P.D. The mathematical modeling of temperature and microstructure during spray cooling, *Proceedings of the First International Conference on Quenching & Control of Distortion*, Chicago, Illinois, USA, 1992, p.41-49.
- 12 *Physical Properties of Carbon and Low-Alloy Steels*, ASM Handbook, Volume 1, Properties and Selection: Irons, Steels, and High Performance Alloys, Section: Carbon and Low-Alloy Steels, 1993.