



SIMULAÇÃO NUMÉRICA DO PROCESSO DE TÊMPERA EM CILINDROS DE AÇO: MINIMIZAÇÃO DAS TENSÕES RESIDUAIS

Eduardo Prieto Silva

Marcelo A. Savi

Instituto Militar de Engenharia, Dept. Engenharia Mecânica e Materiais

22.290.270 - Rio de Janeiro, RJ, Brasil

E-Mail: savi@ime.eb.br

Francisco J. C. P. Soeiro

Universidade Estadual do Rio de Janeiro, Departamento de Engenharia Mecânica

20.550.013 - Rio de Janeiro, RJ, Brasil

E-Mail: soeiro@uerj.br

Pedro M. C. L. Pacheco

CEFET/RJ, Departamento de Engenharia Mecânica

20.271.110 - Rio de Janeiro, RJ, Brasil

E-Mail: calas@cefet-rj.br

Resumo. *As tensões residuais induzidas pelo processo de têmpera podem promover distorções geométricas e/ou a formação de trincas capazes de tornar uma peça inadequada para a sua utilização. Neste trabalho, propõe-se um modelo anisotérmico com variáveis internas, baseado na termodinâmica dos processos irreversíveis e na mecânica do contínuo, para avaliar as tensões residuais induzidas pelo processo de têmpera. Um procedimento numérico iterativo é desenvolvido onde considera-se um esquema de partição do operador para tratar as não-linearidades das equações do modelo. Este procedimento permite que se substitua o problema original, acoplado, por quatro problemas desacoplados: térmico, transformação de fase, termoelástico e elastoplástico. A formulação é aplicada a um processo de têmpera por indução em cilindros de aço. Utiliza-se um método de otimização visando minimizar as tensões residuais em função de um coeficiente de película e da espessura da camada induzida, tendo como restrição um valor mínimo para a espessura da camada temperada. O método de aproximação polinomial para busca unidimensional é utilizado para a minimização das tensões residuais, juntamente com funções penalidades exteriores para tratar as restrições. As simulações numéricas do processo de otimização permitem que se analise qual o melhor meio para realizar o processo de têmpera assim como a espessura da camada induzida mais apropriada.*

Palavras-chave: *Têmpera, Transformação de Fase, Simulação Numérica, Modelagem, Otimização.*

1. INTRODUÇÃO

O tratamento térmico de têmpera nos aços tem como objetivo a obtenção de uma microestrutura que proporcione propriedades de dureza e resistência mecânica elevadas. Neste processo, a região a ser temperada é inicialmente aquecida à temperatura de austenitização e, em seguida, submetida a um resfriamento rápido. A microestrutura resultante é composta predominantemente de martensita, uma fase que apresenta elevada dureza.

Durante o processo de resfriamento, a queda da temperatura promove transformações que acarretam o surgimento de tensões internas. O desenvolvimento destas tensões internas, por sua vez, influencia a cinética das transformações de fase, alterando as temperaturas em que estas ocorrem. Desta forma, é necessário conhecer o comportamento termomecânico do aço durante todo o processo para descrever adequadamente um tratamento térmico como a têmpera. A têmpera nos aços é, portanto, um problema complexo que envolve o acoplamento entre fenômenos térmicos, de transformação de fase e mecânicos, podendo ser caracterizado sob três aspectos:

- *Térmico*: envolve o desenvolvimento de gradientes de temperatura resultantes do processo de transferência de calor (condução, convecção e geração de calor). A evolução da temperatura promove a variação das propriedades do material.
- *Transformação de Fase*: a transformação austenita → martensita acarreta uma expansão volumétrica, o desenvolvimento de deformações plásticas induzidas pela transformação e geração de calor. Os níveis de tensão presentes afetam a cinética da transformação.
- *Mecânico*: A evolução da temperatura em conjunto com o processo de transformação de fase promovem o desenvolvimento de deformações elásticas e plásticas, resultando em um estado de tensões residuais.

Geralmente, a têmpera é uma das últimas etapas na fabricação de uma peça. As tensões residuais induzidas pelo processo podem promover distorções geométricas e/ou formação de trincas capazes de tornar a peça inadequada para a sua utilização. Desta forma, é extremamente importante prever o nível de tensões residuais resultantes. A grande maioria das informações disponíveis sobre tensões residuais associadas ao processo de têmpera são de caráter experimental e aplicáveis a geometrias simples. As poucas modelagens existentes perdem a generalidade e não permitem identificar e modelar racionalmente todos os fenômenos presentes (Denis *et al.*, 1985; Denis *et al.*, 1999; Sjöström, 1985). Neste contexto, torna-se importante a elaboração de modelos capazes de descrever o processo de têmpera o que permitiria simular o processo de forma realista, possibilitando a sua otimização.

O processo de têmpera por indução é um tratamento térmico onde a peça se move com uma velocidade constante através de uma bobina e de um anel de resfriamento. Aplicando uma corrente alternada na bobina, um campo magnético é gerado, promovendo o aquecimento localizado na peça. Durante o aquecimento, uma camada fina de austenita é formada na superfície. Durante o resfriamento subsequente essa camada é transformada em martensita, perlita, bainita e ferrita/cementita pró-eutetóide, dependendo, entre outras coisas, da taxa de resfriamento. Como resultado, obtém-se valores elevados de tensões residuais compressivas na superfície, combinadas com um núcleo apresentando tensões residuais trativas. A Figura (1) apresenta ilustrações esquemáticas e fotos relacionadas à têmpera por indução.

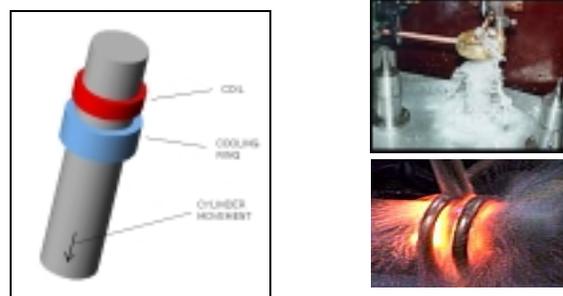


Figura 1 – Aparato experimental do processo de têmpera por indução (Pacheco *et al.*, 2001).

Este trabalho propõe a modelagem e simulação do processo de têmpera. Um modelo anisotérmico com variáveis internas, baseado na termodinâmica dos processos irreversíveis e na mecânica do contínuo, é apresentado. Um procedimento numérico iterativo é desenvolvido, onde considera-se um esquema de partição do operador (Ortiz *et al.*, 1983; Pacheco, 1994) para tratar as equações do modelo. Este procedimento permite que se substitua o problema original, acoplado, por

quatro problemas desacoplados: térmico, transformação de fase, termoelástico e elastoplástico. A formulação é aplicada a um processo de têmpera por indução em cilindros de aço. Propõe-se, ainda, a utilização de um método de otimização visando minimizar as tensões residuais obtidas em função de um coeficiente de película (que caracteriza o fluido refrigerante) e da espessura da camada induzida, impondo como restrição a espessura da camada temperada. Especificamente, considera-se o método de aproximação polinomial para busca unidimensional com uma restrição. As simulações numéricas fornecem uma indicação das características do fluido refrigerante e da espessura da camada induzida mais adequadas para se efetuar o processo de têmpera.

2. ASPECTOS FENOMENOLÓGICOS DA TRANSFORMAÇÃO DE FASE

Durante o processo de transformação de fase, a deformação que o material experimenta decorre da iteração de diversos fenômenos. De uma maneira geral, o incremento da deformação total pode ser dividido em cinco partes (Sjöström, 1985):

$$d\epsilon_{ij} = d\epsilon_{ij}^e + d\epsilon_{ij}^T + d\epsilon_{ij}^p + d\epsilon_{ij}^v + d\epsilon_{ij}^{pp} \quad (1)$$

$d\epsilon_{ij}^e$, $d\epsilon_{ij}^T$ e $d\epsilon_{ij}^p$ são, respectivamente, incrementos de deformações elásticas, térmicas e plásticas (Pacheco *et al.*, 2001). Além disso, $d\epsilon_{ij}^v$ e $d\epsilon_{ij}^{pp}$ estão associados com processos de transformações de fase denominados, respectivamente, deformação volumétrica e deformação plástica induzida pela transformação.

A transformação de fase da austenita para martensita é acompanhada por uma expansão volumétrica, normalmente próxima a 4%. Assim, uma região do material que experimentou um incremento da fração de fase martensítica, β , de valor igual a $d\beta$ (formado com o decréscimo da temperatura), apresenta uma deformação dada por (Denis *et al.*, 1985),

$$d\epsilon_{ij}^v = \gamma d\beta \delta_{ij} \quad (2)$$

onde γ é uma propriedade do material que representa a expansão linear resultante da transformação completa (100% martensita) e δ_{ij} é o delta de Kronecker.

O incremento de deformações plásticas induzidas pela transformação, $d\epsilon_{ij}^{pp}$, está associado ao próprio processo de formação da martensita que promove uma deformação plástica localizada durante a transformação de fase. Diversos autores indicam a seguinte expressão para descrever o fenômeno (Denis *et al.*, 1985; Sjöström, 1985):

$$d\epsilon_{ij}^{pp} = (3\kappa \sigma_{ij}^d) (1 - \beta) d\beta \quad (3)$$

onde κ é um parâmetro do material, $\sigma_{ij}^d = \sigma_{ij} - \delta_{ij} (\sigma_{kk}/3)$ é a tensão desviadora e σ_{ij} é o componente do tensor de tensões. É interessante notar que esta deformação pode vir a ocorrer em níveis de tensão associados ao regime elástico e, portanto, não está associado ao escoamento do material.

A cinética de transformação de fase da austenita para martensita pode ser descrita através da equação proposta por Koistinen e Marburger (Pacheco *et al.*, 2001),

$$\beta = 1 - \exp[-k(M_s - T)] \quad (4)$$

onde k é uma constante do material, T é a temperatura e M_s a temperatura de início da transformação martensítica. É conveniente definir a temperatura final de transformação martensítica, estimando um valor assintótico de lei exponencial (Sjöström, 1985):
 $M_f = M_s - 2 \log(10) / k$.

3. MODELO CONSTITUTIVO

O estado termodinâmico de um material é completamente determinado por um conjunto de variáveis de estado. Equações constitutivas podem ser formuladas no contexto da mecânica do contínuo e da termodinâmica dos processos irreversíveis, considerando forças termodinâmicas, definidas a partir da energia livre de Helmholtz, ψ , e fluxos termodinâmicos, definidos a partir de um pseudo-potencial de dissipação, ϕ (Pacheco *et al.*, 2001).

O modelo proposto considera que a energia livre de Helmholtz é uma função das variáveis observáveis, deformação total, ε_{ij} , e temperatura, T , além das variáveis internas: deformação plástica, ε_{ij}^p , fração de fase martensítica, β , e outro conjunto de variáveis associadas com a transformação de fase, endurecimento e dano. Neste trabalho, este conjunto é representado por uma variável associada ao endurecimento cinemático, α_{ij} e duas variáveis relacionadas com a transformação de fase martensítica: deformação volumétrica, ε_{ij}^v e deformação plástica induzida pela transformação, ε_{ij}^p . A energia livre de Helmholtz pode ser escrita em termos da densidade de energia de deformação, W :

$$\rho \psi(\varepsilon_{ij}^e, \alpha_{ij}, \beta, T) = W(\varepsilon_{ij}^e, \alpha_{ij}, \beta, T) = W_e(\varepsilon_{ij}^e) + W_\alpha(\alpha_{ij}) + W_\beta(\beta) - W_T(T) \quad (5)$$

onde $\varepsilon_{ij}^e = \varepsilon_{ij} - \alpha_T(T - T_0)\delta_{ij} - \varepsilon_{ij}^p - \varepsilon_{ij}^v - \varepsilon_{ij}^p$ é a deformação elástica. As funções de energia são representadas pelas seguintes expressões,

$$\left\{ \begin{array}{l} W_e = \frac{1}{2} E_{ijkl} \varepsilon_{ij}^e \varepsilon_{kl}^e \quad ; \quad W_\alpha(\alpha_{ij}) = \frac{1}{2} H_{ijkl} \alpha_{ij} \alpha_{kl} \\ W_\beta(\beta) = I_\beta \quad ; \quad W_T(T) = \rho \int_{T_0}^T C_1 \log(\xi) d\xi + (\rho/2) C_2 T^2 \end{array} \right. \quad (6)$$

Os tensores componentes E_{ijkl} e H_{ijkl} estão associados com os tensores elásticos e de endurecimento e α_T é o coeficiente de expansão térmica linear. Esses parâmetros são dependentes da temperatura; C_1 e C_2 são constantes positivas, T_0 é uma temperatura de referência e ρ é a massa específica do material; $I_\beta(\beta)$ é a função indicatriz associada ao convexo $C_\beta = \{ \beta \mid 0 \leq \beta \leq 1 \}$ (Acker *et al.*, 1983).

Tendo em vista que o processo é dissipativo, torna-se necessário definir um pseudo-potencial de dissipação, ou o seu dual, o que é apresentado a seguir:

$$\left\{ \begin{array}{l} \phi_1^* = I_f^*(P_{ij}, X_{ij}) + \gamma \dot{\beta} Q_{ij} + \frac{3\kappa\dot{\beta}(1-\beta)}{2} \left(R_{ij} - \frac{R_{kk}}{3} \delta_{ij} \right) \left(R_{ij} - \frac{R_{kk}}{3} \delta_{ij} \right) + \zeta(T, \dot{T}) Z \\ \phi_2^* = \frac{T}{2} \Lambda g_i g_i \end{array} \right. \quad (7)$$

onde $\zeta(T, \dot{T})$ é uma função associada à cinética da transformação de fase, $g_i = (1/T) \partial T / \partial x_i$ e Λ é a condutividade térmica do material, que é função da temperatura.; $I_f^*(P_{ij}, X_{ij})$ é a função indicatriz associada à superfície de escoamento, definida a partir do critério de *von Mises*,

$$f(P_{ij}, X_{ij}) = \left[\frac{3}{2} (P_{ij}^d - X_{ij}^d)(P_{ij}^d - X_{ij}^d) \right]^{1/2} - \sigma_Y \leq 0 \quad (8)$$

σ_Y é a tensão de escoamento, $X_{ij}^d = X_{ij} - \delta_{ij}(X_{kk}/3)$ e $P_{ij}^d = \sigma_{ij}^d$.

A partir destes potenciais, é possível formular um conjunto completo de equações constitutivas para descrever o processo de têmpera em aços. Os detalhes deste desenvolvimento estão apresentados em Pacheco *et al.* (2001).

4. PROCEDIMENTO NUMÉRICO

O procedimento numérico proposto é composto por um esquema iterativo baseado na partição do operador (Ortiz *et al.*, 1983; Pacheco, 1994). Isto permite que as equações de governo, acopladas, sejam resolvidas através de quatro problemas desacoplados: térmico, transformação de fase, termoelástico e elastoplástico. Cada um desses problemas pode ser resolvido a partir de técnicas clássicas:

- *Problema Térmico* – Compreende o problema de condução radial com convecção na superfície. As propriedades do material dependem da temperatura e o problema é governado por equações parabólicas não-lineares. Um procedimento preditor-corretor, implícito, é utilizado para solução numérica (Ames, 1992; Pacheco, 1994).
- *Problema de Transformação de Fase* – Neste problema, avalia-se a fração volumétrica da fase martensítica. As equações de evolução são integradas pelo método de Euler implícito.
- *Problema Termoelástico* – Os campos de tensão e deslocamentos são avaliados considerando a distribuição de temperatura. A solução numérica é obtida empregando o procedimento do método do tiro (Pacheco, 1994).
- *Problema Elastoplástico* – Os campos de tensão e deformação são determinados considerando a evolução da deformação plástica no processo. A solução numérica é baseada no algoritmo de *return mapping* (Simo & Miehe, 1992; Simo & Hughes, 1998).

5. MÉTODO DE OTIMIZAÇÃO

O objetivo do procedimento de otimização é minimizar a tensão residual gerada pelo processo de têmpera (função objetivo) em função de uma determinada variável de projeto, considerando uma restrição associada à espessura da camada temperada, e_Q . De uma maneira geral, tem-se interesse em avaliar duas variáveis de projeto distintas: coeficiente de película, h , e camada induzida, e_I . A definição da espessura da camada temperada é feita analisando-se o quanto da fase martensítica β , está presente em um determinado trecho. Por hipótese, admite-se que $\beta \geq \beta_{min}$ ao longo de toda espessura da camada temperada. Por outro lado, a espessura da camada induzida é definida a partir da distribuição de temperatura. Assim sendo, apresenta-se o problema de otimização da seguinte forma:

$$\begin{aligned} & \text{Min } [S(\xi)] \\ & \text{Sujeito a: } e_Q \geq e^{\min} \text{ e } \beta \geq \beta_{\min} \end{aligned} \quad (9)$$

onde S representa a tensão de *von Mises* máxima ao longo do raio, ξ é a variável de projeto e e_Q é a espessura da camada temperada definida a partir da variável β . Neste trabalho, admite-se que h é constante durante todo o processo de têmpera. De fato, esse coeficiente varia com a evolução da temperatura (Pacheco *et al.*, 2001), contudo, acredita-se que as informações obtidas a partir desta hipótese simplificadora sejam úteis na otimização do processo de têmpera.

O procedimento de otimização utiliza o método de aproximação polinomial para busca unidimensional, e as restrições são tratadas a partir do uso de uma função penalidade exterior (Vanderplaats, 1984).

$$\varphi(\xi, D) = S(\xi) + D \sum_{j=1}^m \langle G_j \rangle^2 \quad (10)$$

onde φ é a pseudo-função objetivo, D é o fator de penalidade e G representa a restrição do problema, ou seja, $G_1 = e^{\min} - e_Q$ e $G_2 = \beta_{\min} - \beta$.

$$\langle G_j \rangle = \begin{cases} G_j, & G_j \geq 0 \\ 0, & G_j < 0 \end{cases} \quad (11)$$

O método de aproximação polinomial para busca unidimensional, propõe que o passo ótimo, ζ^* , seja definido por (Vanderplaats, 1984):

$$\zeta^* = \left(\frac{4\varphi_2 - 3\varphi_1 - \varphi_3}{4\varphi_2 - 2\varphi_3 - 2\varphi_1} \right) B \quad (12)$$

onde B é um passo arbitrário no processo de busca, e φ_1 , φ_2 e φ_3 são três avaliações da função objetivo.

Vale destacar que a seguinte relação deve ser satisfeita: $\varphi_1 > \varphi_2$ e $\varphi_3 > \varphi_2$. De fato, para que os três pontos calculados conttenham o mínimo da função objetivo, buscando o espaço viável. A Figura (2) mostra uma seção transversal do cilindro a ser otimizado, identificando as variáveis utilizadas no processo de otimização.

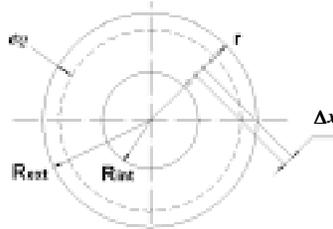


Figura 2 – Seção transversal do cilindro.

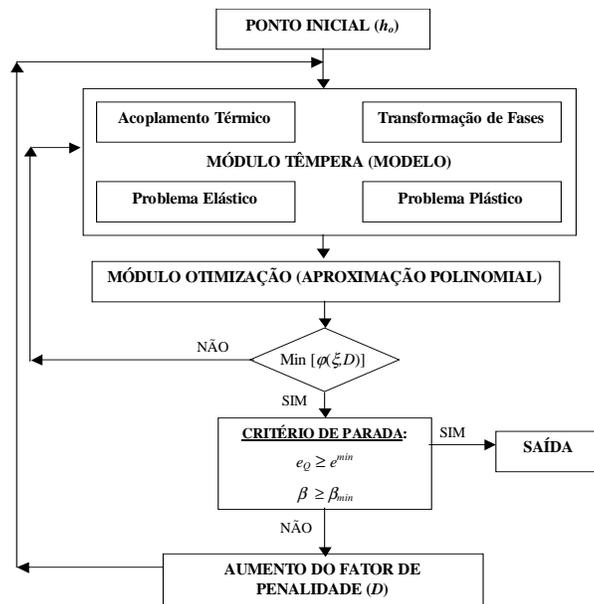


Figura 3 – Esquema do algoritmo: Modelo Têmpera - Otimização.

O processo de otimização é realizado da seguinte forma. Inicialmente, calculam-se as tensões residuais a partir do modelo apresentado. Em seguida, avalia-se a máxima tensão de *von Mises*, S , e a espessura da camada temperada, e_Q , após decorrido um tempo determinado. Estes valores servem de entrada para o método de otimização polinomial. A Figura (3) mostra o algoritmo utilizado.

6. SIMULAÇÕES NUMÉRICAS

A partir do modelo proposto, consideram-se simulações numéricas visando minimizar a tensão residual em cilindros de aço de raio $R = 22,5$ mm (SAE 4140H). Especificamente, considera-se o processo de têmpera por indução. A Tabela (1) apresenta os parâmetros do material (Denis *et al.*, 1985; Denis *et al.*, 1999; Pacheco *et al.*, 2001; Sjöström, 1985).

Tabela 1 – Propriedades do material (SAE 4140H).

$k = 1,100 \times 10^{-2} \text{ K}^{-1}$	$\kappa = 5,200 \times 10^{-11} \text{ Pa}^{-1}$	$M_s = 748 \text{ K}$
$\gamma = 1,110 \times 10^{-2}$	$\rho = 7,800 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$	$M_f = 573 \text{ K}$

Os outros parâmetros dependem da temperatura e necessitam ser interpolados a partir de dados experimentais. Parâmetros como E , H , σ_Y , α_T , c , K , são obtidos a partir de expressões mostradas em Pacheco *et al.* (2001).

A simulação do processo de têmpera por indução considera que a camada induzida é aquecida até 1120 K (850 °C) por 10 segundos e então, é imersa em um fluido a 293 K (20 °C) até um tempo final de 120 segundos. Com o objetivo de considerar restrições associadas com as regiões adjacentes da região aquecida, em baixas temperaturas, adota-se a hipótese de estado plano de deformações.

Inicialmente, considere o coeficiente de película como variável de projeto e uma espessura de camada induzida de 5 mm. A Tabela (2) apresenta os parâmetros de otimização. Ressalta-se que a seguinte restrição foi levada em consideração: $e_Q \geq 3$ mm e $\beta_{min} = 0,9$.

Tabela 2 – Parâmetros de otimização.

Condição Inicial (h_0), W/(m ² K) - <i>estimado</i>	$10,0 \times 10^3$
Fator de penalidade (D)	$1,0 \times 10^9$
Passo do processo de busca (B)	$1,0 \times 10^3$

Os valores dos coeficientes de película otimizados garantem a formação de martensita nas camadas temperadas. Para o caso empregado, utilizam-se 101 pontos na simulação, sendo $\Delta x = 0,225$ mm. O estado ótimo, avaliado a partir do processo de minimização das tensões residuais, é apresentado na Tabela (3), enquanto a Figura (4) mostra a distribuição da fração volumétrica de martensita, β , ao longo do raio, para o coeficiente de película ótimo.

Este procedimento permite avaliar os valores dos coeficientes de película otimizados, que garantem a formação de martensita em diferentes espessuras de camada temperada. A Figura (5) mostra os valores otimizados de h_{opt} em relação às camadas temperadas no cilindro e as tensões residuais máximas de *von Mises*. Observa-se a característica assintótica das curvas, o que é explicado pelo fato de que somente uma camada de espessura de 5 mm do cilindro é aquecida por indução elétrica.

Tabela 3 – Resultados Numéricos.

Coefficiente de Película (h_{opt}), W/(m ² K)	$22,431 \times 10^3$
Min [$S(h_{opt})$], MPa	$1,129 \times 10^3$
Menor Fração Martensítica da camada temperada (β_{min})	$9,0000317 \times 10^{-1}$
Camada Temperada (e_Q), m	$3,150 \times 10^{-3}$

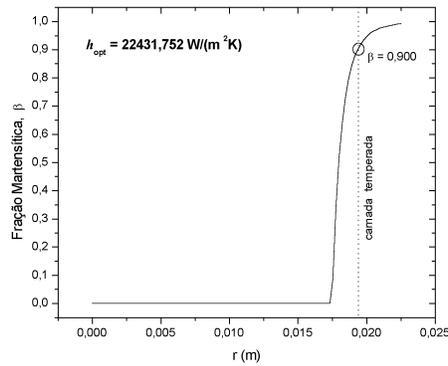


Figura 4 – Distribuição da fração martensítica ao longo do raio do cilindro após o processo de têmpera, para o coeficiente de película otimizado.

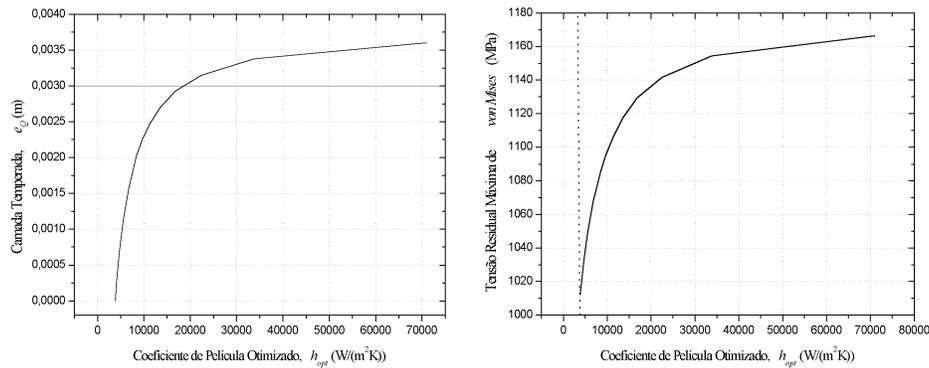


Figura 5 – Coeficiente de película otimizado e tensões residuais máximas de *von Mises* avaliados em função da espessura da camada temperada.

Considere agora que a variável de projeto é a espessura da camada induzida. Utiliza-se o mesmo valor do fator de penalidade e um passo de busca igual a 0,00025. Adotam-se as mesmas restrições para e_Q e β_{min} do caso anterior, porém a simulação é realizada para diferentes espessuras de camada temperada avaliando os valores das camadas induzidas otimizadas. Admite-se ainda que o coeficiente de película é uma constante igual a $22,431 \times 10^3 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$. A Figura (6) mostra a espessura da camada induzida ótima em relação a espessura da camada temperada, e_Q , assim como as tensões residuais máximas de *von Mises*. Observa-se que, para um coeficiente de película constante, ocorre uma diminuição da formação da camada temperada a partir de um certo valor de camada induzida ótima, nesse caso, aproximadamente 3,5 mm. Através destas informações é possível selecionar a espessura da camada induzida em função da camada temperada. Por exemplo, para uma condição desejada de $e_Q \geq 3 \text{ mm}$, pode-se selecionar uma espessura de camada induzida entre 2,4 mm e 5,4 mm, aproximadamente. Observa-se também que a tensão residual máxima de *von Mises* aumenta à medida que se aumenta o valor da camada induzida. Portanto, para este exemplo, deve-se selecionar uma camada induzida de aproximadamente 2,4 mm o que proporciona menores valores de tensões residuais de *von Mises*.

As tensões tangenciais e longitudinais na superfície do cilindro, avaliadas em função da camada induzida ótima, estão apresentadas na Figura (7). Observa-se que a tensão longitudinal associada a valores de camadas induzidas menores que 1,5 mm, é trativa, o que em muitos casos não é desejável pois pode promover o crescimento de trincas superficiais. À medida que se aumenta o valor da camada induzida, aumentam-se os valores das tensões compressivas na superfície da peça. Assim, a escolha de uma espessura de camada induzida superior ao valor mínimo necessário pode ser benéfico para uma peça cujo carregamento produza valores elevados de tensão trativa na superfície, uma vez que esta pode ser consideravelmente reduzida na presença de um campo de tensão residual compressivo.

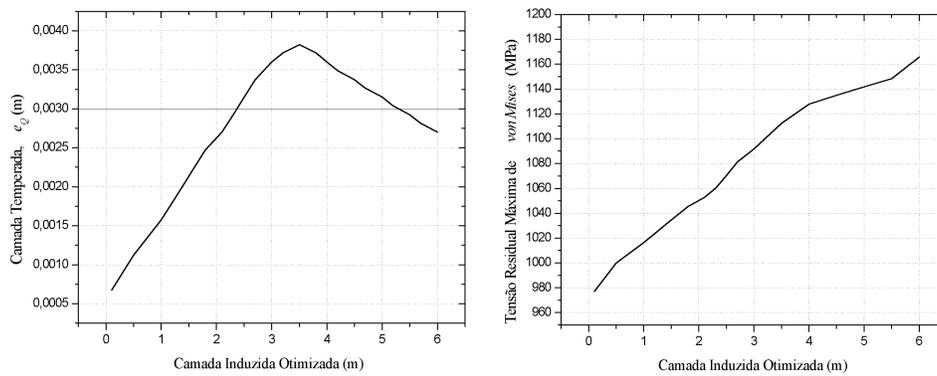


Figura 6 – Camada induzida ótima avaliada em função da camada temperada e das tensões residuais máximas de *von Mises*.

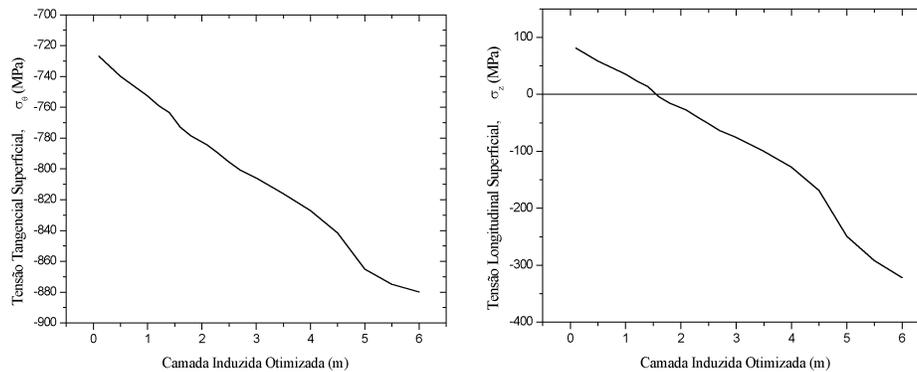


Figura 7 – Valores das tensões tangenciais e longitudinais na superfície da peça avaliados em função das camadas induzidas ótimas.

7. CONCLUSÕES

Este trabalho apresenta um procedimento de minimização da tensão residual em cilindros de aço. Para isso, utiliza-se um modelo anisotérmico com variáveis internas, formulado no contexto da termodinâmica dos processos irreversíveis e da mecânica do contínuo. Com relação ao procedimento de otimização, utiliza-se o método de aproximação polinomial de busca unidimensional para minimizar as tensões residuais obtidas em função das variáveis de projeto: coeficiente de película e espessura da camada induzida. Como restrição, considera-se um valor mínimo da espessura da camada temperada que é definida a partir da fração volumétrica da fase martensítica. As simulações numéricas analisam a têmpera por indução em cilindros de aço e permitem estabelecer um coeficiente de película ótimo, o que fornece indicações sobre o fluido refrigerante e também sobre a velocidade do processo de têmpera por indução. Além disso, desenvolveu-se um estudo sobre a camada induzida ótima a partir de um coeficiente de película constante, o que fornece indicações com relação ao aquecimento da peça.

8. REFERÊNCIAS

- Acker, F. & Dickstein, F., 1983, Uma introdução à Análise Convexa, *14º Colóquio Brasileiro de Matemática – Instituto de Matemática Pura e Aplicada*.
- Ames, W. F., 1992, *Numerical Methods for Partial Differential Equations*, Academic Press, New York.
- Denis, S., Gautier, E., Simon, A. & Beck, G., 1985, Stress-Phase-Transformation Interactions – Basic Principles, Modelling and Calculation of Internal Stresses, *Material Science and Technology*, v.1, October, p.805-814.

- Denis, S., Archambault, S., Aubry, C., Mey, A., Louin, J.C. & Simon, A., 1999, Modelling of Phase Transformation Kinetics in Steels and Coupling with Heat Treatment Residual Stress Predictions, *Journal de Physique IV*, v.9, September, p.323-332.
- Fox, R. L., 1971, *Optimization Methods for Engineering Design*, Addison-Wesley Publishing Company, Reading.
- Ortiz, M., Pinsky, P. M. & Taylor, R. L., 1983, Operator Split Methods for the Numerical Solution of the Elastoplastic Dynamic Problem, *Comp. Meth. Appl. Mechanics Engng*, 39, 137-157.
- Pacheco, P. M. C. L., 1994, *Análise do Acoplamento Termomecânico em Materiais Viscoelastoplásticos*, Tese de Doutorado, Departamento de Engenharia Mecânica, PUC-Rio.
- Pacheco, P. M. C. L., Savi, M.A. & Camarão, A. F., 2001, Analysis of Residual Stresses Generated by Progressive Induction Hardening of Steel Cylinders, *Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, v.36, n.5, pp.507-516.
- Simo, J.C. & Miehe, C., 1992, Associative coupled thermoplasticity at finite strains: formulation, numerical analysis and implementation, *Comput. Meth. Appl. Mechanics Engng*, 98, 41-104.
- Simo, J.C. & Hughes, T.J.R., 1998, *Computational Inelasticity*, Springer.
- Sjöström, S., 1985, Interactions and Constitutive Models for Calculating Quench Stresses in Steel, *Material Science and Technology*, v.1, p.823-829.
- Vanderplaats, G. N., 1984, *Numerical Optimization Techniques for Engineering Design: with Applications*, McGraw-Hill, New York.

NUMERICAL SIMULATION OF QUENCHING PROCESS IN STEEL CYLINDERS: MINIMIZATION OF RESIDUAL STRESSES

Eduardo Prieto Silva

Marcelo A. Savi

Instituto Militar de Engenharia, Dept. of Mechanical and Materials Engineering – savi@ime.eb.br
22.290.270 - Rio de Janeiro, RJ, Brazil

Francisco J. C. P. Soeiro

Universidade Estadual do Rio de Janeiro - soeiro@uerj.br
20.550.013 - Rio de Janeiro, RJ, Brazil

Pedro M. C. L. Pacheco

CEFET/RJ, Department of Mechanical Engineering - calas@cefet-rj.br
20.271.110 - Rio de Janeiro, RJ, Brazil

Abstract. *Residual stresses generated during quenching can produce warping and even cracking of a steel body and therefore, the prediction of such stresses is an important task. This article presents an anisothermal model formulated within the framework of continuum mechanics and the thermodynamics of irreversible processes in order to evaluate residual stresses induced by quenching process. A numerical procedure is developed based on an operator split technique associated with an iterative numerical scheme in order to deal with nonlinearities in the formulation. With this assumption, coupled governing equations are solved involving four uncoupled problems: thermal, phase transformation, thermoelastic and elastoplastic behaviours. The proposed general formulation is applied to analyse progressive induction hardening of steel cylinders. An optimisation procedure is employed in order to minimise residual stresses as a function of heat transfer coefficient and the thickness of induced layer, subjected to a constraint in quenched width. Polynomial approximation method is used to find the minimum of a one variable function and external penalty function is used in order to consider constraints. Numerical results allow one to analyse the proper media to be used in quenching process and also the induced width.*

Key-words: *Quenching, Phase transformation, Numerical simulation, Modelling, Optimisation.*