

DETERMINAÇÃO DO LOTE CRÍTICO DE FORJADOS A QUENTE, POR MEIO DE ANÁLISE TÉRMICA, VISANDO REDUZIR O CONSUMO DE ENERGIA EM TRATAMENTO TÉRMICO

Edilson Guimarães de Souza (edilsonguimaraes@yahoo.com.br)¹

Wyser José Yamakami (wyser@dem.feis.unesp.br)¹

Juno Gallego (gallego@dem.feis.unesp.br)¹

Vicente Afonso Ventrella (ventrella@dem.feis.unesp.br)¹

Hidekasu Matsumoto (hidekasu@dem.feis.unesp.br)¹

Alessandro Roger Rodrigues (roger@mat.feis.unesp.br)²

¹Universidade Estadual Paulista “Júlio de Mesquita Filho”, UNESP, Campus de Ilha Solteira, Departamento de Engenharia Mecânica. Av. Brasil Centro, 56. CEP 15385-000. Ilha Solteira / SP, Brasil.

²Universidade Estadual Paulista “Júlio de Mesquita Filho”, UNESP, Campus de Ilha Solteira, Departamento de Matemática. Av. Brasil Centro, 56. CEP 15385-000. Ilha Solteira / SP, Brasil.

Resumo: O aproveitamento de energia térmica disponível no forjado a quente, logo após sua conformação, por meio do resfriamento controlado permite uma redução do gasto com tratamento térmico pós-forjamento. Este trabalho objetiva determinar os tamanhos críticos de lotes de forjados a quente, a serem submetidos a um resfriamento controlado em forno, por meio da análise de transferência de energia térmica forjado - ambiente em regime transiente, de modo a viabilizar uma microestrutura semelhante à obtida pela Normalização. Para isso, o primeiro forjado do lote a ser definido deve ter sua superfície a uma temperatura mínima que o mantenha na condição austenítica quando iniciado o resfriamento controlado deste lote. Determinando-se o tempo que o primeiro forjado, a uma temperatura imediatamente após o forjamento, despense para atingir uma dada temperatura próxima ao início de transformação da austenita em outros constituintes - ferrita, bainita, martensita - e, medindo-se o fluxo produtivo - número de forjados / tempo - é possível calcular o número de forjados que comporão o lote a ser submetido ao resfriamento controlado em forno, sob pena de ocorrerem transformações indesejadas neste primeiro forjado que compõe o lote. Foram desenvolvidos dois algoritmos em linguagem de programação Python utilizando o Método da Capacitância Concentrada e o Método dos Efeitos Multidimensionais. Para os forjados com dimensões relativamente grandes constatou-se que o tempo gasto para sofrer uma dada variação de temperatura ao ar ambiente é maior em decorrência de sua maior massa. O oposto se verificou para os forjados menores em vista de sua menor massa. Contudo, o tamanho do lote dos forjados maiores é praticamente igual ao dos menores, uma vez que o fluxo produtivo destes últimos é relativamente maior que o daqueles primeiros. Observa-se que o resfriamento controlado permite economia de energia elétrica da ordem de 180 kWh por tonelada de forjado.

Palavras-chave: forjamento a quente, consumo de energia, tamanho de lote, fluxo produtivo, transferência de calor.

1. INTRODUÇÃO

A competitividade entre as empresas em decorrência das exigências de qualidade e diversidade de produtos impostas pelos consumidores e a rápida obsolescência dos produtos manufaturados, associada à necessidade de redução dos custos indiretos relativos ao financiamento da produção, tem levado a uma constante busca e implantação de técnicas de organização e fabricação que tornem os processos produtivos cada vez mais flexíveis, rápidos e econômicos (Button, 1995). Por outro lado, a significativa alteração dos processos produtivos causada pela introdução de novas tecnologias tem induzido a uma redução do tamanho dos lotes de fabricação (Lima, 1989).

O forjamento a quente, empregado na maior parte das peças forjadas, tem recebido grande investimento no seu desenvolvimento (Reinsch et al, 2003). Várias pesquisas abordam a aplicação do resfriamento controlado pós-forjamento a quente (Kazeminezhad e Kamiri Taheri, 2003; Zhou et al, 2001; Bakkaloglu, 2001; Liu et al, 1998, Chine et al, 1996, Naylor, 1998, Kaspar et al, 1997), o desenvolvimento de novas ligas que permitam o resfriamento direto

(Lin, 1994; Henning, 1989) e a aplicação de tratamento termomecânico (Ghosh et al, 2003) de modo a obterem-se microestruturas e propriedades mecânicas dentro dos padrões obtidos com os tratamentos térmicos convencionais.

Yamakami (2003) aborda algumas técnicas e filosofias de flexibilização do fluxo produtivo e melhoria do processo de forjamento a quente como a tecnologia de grupo, a formação de família de peças, a troca rápida de matrizes, o corte a quente e o resfriamento controlado após o forjamento, de forma a reduzir o *lead time*, permitir a redução do tamanho dos lotes de peças e reduzir os custos desta etapa da produção.

A aplicação do resfriamento controlado permite eliminar o desperdício de tempo e energia despendidos com o resfriamento dos forjados ao ar, e posterior reaquecimento dos mesmos durante a realização da normalização, comumente realizados após o forjamento a quente.

No entanto, faz-se necessário que o forjado a quente esteja na condição austenitizada quando introduzido no forno de resfriamento controlado. Deste modo, não se pode forjar todo o lote de peças para depois colocá-lo neste forno, uma vez que os primeiros forjados não estariam mais na condição austenítica. Faz-se então necessário conhecer os tamanhos críticos dos lotes de forjados a serem resfriados de forma controlada. Para tal se exige a determinação das temperaturas, das taxas e tempos de resfriamento que levam às mudanças de microestruturas requeridas.

Esse trabalho visa à aplicação de alguns conceitos de transferência de energia térmica para a determinação do tamanho do lote de engrenagens forjadas a quente que poderiam ser submetidas a um processo de resfriamento controlado.

2. MATERIAIS E MÉTODOS

Foram analisados os aços SAE 1008, SAE 1042 e SAE 5132, aqui denominados Material 01, Material 02 e Material 03, respectivamente, devido à semelhança de seus comportamentos termofísicos com os aços empregados no forjamento a quente de engrenagens.

O calor específico e a condutividade térmica, os quais são muito dependentes da temperatura, foram adaptados de ASM International (1995) a fim de serem empregados na modelagem física e matemática dos Materiais 01, 02 e 03.

Os forjados analisados (engrenagens) foram denominados de Forjado 01, 02, 03 e 04. Os dois primeiros possuem dimensões e tempos de forjamento e corte de rebarba obtidos de uma empresa do ramo metal mecânico. Os dois últimos são fictícios e serão utilizados para comparação das curvas de resfriamento, não sendo determinado o tamanho de lote destes forjados, visto que não se têm os tempos de forjamento e corte de rebarba para eles.

O primeiro possui 144 mm de altura, 88,9 mm de diâmetro, massa de 6,990 kg e tempo médio de 15,92 segundos para o processo de forjamento e corte da rebarba. O segundo possui 101 mm de altura, 63,5 mm de diâmetro, massa de 2,510 kg e tempo médio de 10,11 segundos para o processo de forjamento e corte da rebarba. O Forjado 03 possui 40 mm de altura e 45 mm de diâmetro, e o Forjado 04 possui 300 mm de altura e de diâmetro.

2.1. O Método dos Efeitos Multidimensionais

A equação do calor, considerando as propriedades constantes e ausência de geração de energia térmica, para sólido cilíndrico é da forma da Eq. (2.1), na qual r é a coordenada radial, x a coordenada axial, T a temperatura e α a difusividade térmica do material que compõe o sólido.

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2.1)$$

Segundo Incropera (2003) pelo método de separação de variáveis sabe-se que a solução da Eq. (2.1) é o produto de soluções unidimensionais. As Eqs. 2.1 a 2.4 formam uma solução clássica e foram extraídas de Incropera (2003). A Fig. (2.1) exhibe esquema dos sistemas unidimensionais.

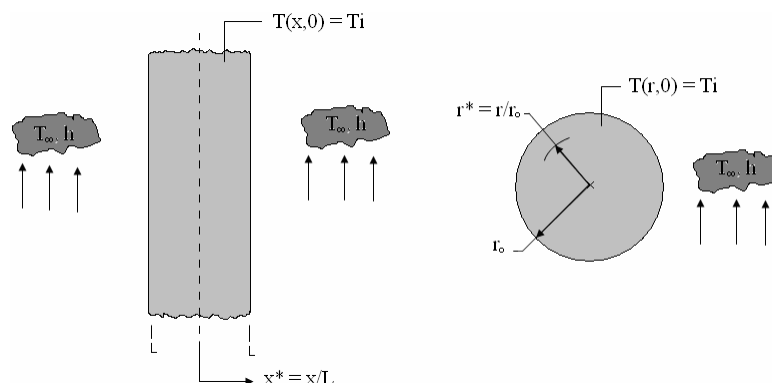


Figura 2.1 – Sistemas unidimensionais. À direita a parede plana e à esquerda o cilindro infinito.

A Fig. (2.1) exibe dois sistemas unidimensionais, com temperatura inicial uniforme, sujeitos às condições súbitas de convecção, uma parede plana (à direita) e um cilindro infinito (à esquerda).

A temperatura em qualquer ponto de um sólido cilíndrico pode ser representada por:

$$\frac{T(r, x, t) - T_\infty}{T_i - T_\infty} = \frac{T(x, t) - T_\infty}{T_i - T_\infty} \cdot \frac{T(r, t) - T_\infty}{T_i - T_\infty} \quad (2.2)$$

Na qual $T(x, t)$ é a solução da equação de distribuição de temperatura unidimensional na parede plana de espessura $2L$ e $T(r, t)$ é a solução da equação de distribuição de temperatura unidimensional no cilindro infinito de raio r_0 . T_i é a temperatura inicial do sólido cilíndrico finito (engrenagem) e T_∞ é a temperatura ambiente. A Eq. (2.2) é uma solução exata da Eq. (2.1).

A solução para o problema de transferência de energia térmica em parede plana de espessura $2L$ é dada por:

$$T(x, t) = T_\infty + (T_i - T_\infty) \sum_{n=1}^{\infty} \frac{4 \operatorname{sen}(\zeta_n)}{2\zeta_n + \operatorname{sen}(2\zeta_n)} \exp\left(-\zeta_n^2 \frac{\alpha t}{L^2}\right) \cos\left(\zeta_n \cdot \frac{x}{L}\right), \quad (a) \quad \text{e} \quad \zeta_n \tan(\zeta_n) = \frac{hL}{k}, \quad (b) \quad (2.3)$$

A Eq. (2.3.a) é uma solução exata para o problema de condução unidimensional em parede plana. E os valores discretos (autovalores) de ζ_n são raízes positivas da equação transcendental Eq. (2.3.b). A difusividade térmica, α , que aparece na Eq. (2.3.a) e Eq. (2.4.a) é propriedade do material que compõe o sólido, já a condutividade térmica, k , que aparece na Eq. (2.3.b) e Eq. (2.4.b) é propriedade do ar. O h que aparece nessas equações é o coeficiente de convecção.

A solução para o problema de transferência de energia térmica em cilindro infinito de raio r_0 é dada por:

$$T(r, t) = T_\infty + (T_i - T_\infty) \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2}{\zeta_n} \frac{J_1(\zeta_n)}{[J_0(\zeta_n)]^2 + [J_1(\zeta_n)]^2} \exp\left(-\zeta_n^2 \frac{\alpha t}{r^2}\right) J_0\left(\zeta_n \cdot \frac{r}{r_0}\right), \quad (a) \quad \text{e} \quad \zeta_n \frac{J_1(\zeta_n)}{J_0(\zeta_n)} = \frac{hr_0}{k}, \quad (b) \quad (2.4)$$

A Eq. (2.4.a) é uma solução exata para o problema de condução de energia térmica unidimensional em cilindro infinito. Os valores discretos de ζ_n são raízes positivas da equação transcendental Eq. (2.4.b).

Os parâmetros J_0 e J_1 são funções de Bessel de primeiro tipo de ordem zero e um respectivamente. A função de Bessel é definida, neste trabalho, pela Eq. (2.5) abaixo:

$$J_n(x) = \frac{x^n}{2^n n!} \left\{ 1 - \frac{x^2}{2(2n+2)} + \frac{x^4}{(2*4)(2n+2)(2n+4)} - \frac{x^6}{(2*4*6)(2n+2)(2n+4)(2n+6)} + \dots \right\} \quad (2.5)$$

A aplicação desse método exige grande número de cálculos e a aplicação de métodos numéricos para solucionar as equações transcendentais. Esses fatores justificam a utilização de linguagem de programação *Python*. Ainda que esse método não leve em consideração os efeitos de transferência de energia térmica por radiação ele é de fundamental importância para validar a aplicação de método melhor.

2.2. O Método da Capacitância Concentrada Generalizado

Segundo Incropera (2003) a essência do método da capacitância concentrada é a hipótese de que a temperatura do sólido é espacialmente uniforme em qualquer instante durante o processo transiente. Essa hipótese implica que os gradientes de temperatura no interior do sólido sejam desprezíveis. A partir da lei de Fourier, a condução de energia térmica na ausência de gradiente de temperatura implica na existência de uma condutividade térmica infinita. Tal condição é claramente impossível. Ainda segundo Incropera (2003), embora essa condição não seja nunca completamente satisfeita, ela é bem aproximada se a resistência à condução no interior do sólido for pequena quando comparada à resistência à convecção através da camada limite do fluido.

A Eq. (2.6.b), segundo Incropera (2003) é a solução analítica da Eq. (2.6.a), desde que desprezado o processo de convecção. A aplicação dessa solução exige a distribuição de temperatura espacialmente uniforme em qualquer instante. O instante inicial foi feito zero e para este a temperatura é T_i . A temperatura da vizinhança é T_{viz} . Na Eq. (2.6) V é o volume do sólido, A_r a área sujeita a radiação, ρ a densidade do material, c o calor específico do material, σ é a constante de Stefan-Boltzmann e ε é a emissividade hemisférica total média da superfície do sólido.

$$\left[h(T - T_\infty) + \varepsilon \sigma (T^4 - T_{viz}^4) \right] A = -\rho V c \frac{dT}{dt}, \quad (a) \quad \text{e} \quad t = \frac{\rho V c}{4 \varepsilon A_r \sigma T_{viz}^3} \left\{ \ln \left| \frac{T_{viz} + T}{T_{viz} - T} \right| - \ln \left| \frac{T_{viz} + T_i}{T_{viz} - T_i} \right| + 2 \left[\tan^{-1} \left(\frac{T}{T_{viz}} \right) - \tan^{-1} \left(\frac{T_i}{T_{viz}} \right) \right] \right\}, \quad (b) \quad (2.6)$$

2.3. Correlações Convectivas

Para um cilindro se a espessura da camada limite térmica for muito menor que o diâmetro D do cilindro, de altura

H , a curvatura da superfície lateral pode ser desprezada e o sólido cilíndrico pode ser tratado como uma parede vertical segundo Bejan (1996) e ainda para números de Prandtl, Pr , aproximadamente unitários ou maiores que a unidade existe um critério para a espessura da camada limite muito maior que o diâmetro, Eq. (2.7.a).

A Eq.(2.7.b) define o número de Rayleigh, g é a aceleração gravitacional local, β o coeficiente de expansão volumétrico, α a difusividade térmica e ν a viscosidade cinemática. Se a Eq.(2.7.a) for satisfeita o coeficiente de convecção pode ser determinado pela Eq.(2.7.c), na qual k é a condutividade térmica. Todas as propriedades termofísicas na Eq. (2.7) são referentes ao ar. Nas equações de cálculo de coeficiente de convecção k é sempre a condutividade térmica do ar.

$$\frac{D}{H} > Ra_H^{-1/4}, \quad (a); \quad Ra_H = \frac{g\beta\Delta TH^3}{\alpha\nu}, \quad (b) \quad e \quad h = \frac{k}{H} \left\{ \frac{4}{3} \left[\frac{7Ra_H Pr}{5(20+21Pr)} \right]^{1/4} + \frac{4(272+315Pr)H}{35(64+63Pr)D} \right\}, \quad (c) \quad (2.7)$$

Segundo Bejan (1996) se o cilindro for curto ($H = D$) e vertical a Eq. (2.8) pode ser utilizada para se determinar o coeficiente de convecção para toda a faixa de escoamento laminar, $0 < Ra_H < 10^8$. Nesse caso o número de Rayleigh é calculado pela Eq. (2.7.b) substituindo a altura H pelo comprimento característico dado pela Eq.(2.8.b).

$$h = \frac{k}{\ell} \left[3,444 + \frac{0,67 \cdot (0,967) \cdot Ra_L^{1/4}}{1 + (0,492/Pr)^{9/16} \cdot \ell^{4/9}} \right], \quad (a) \quad e \quad \ell = \left(\frac{\pi \cdot D^2}{4} + \pi \cdot D \cdot H \right)^{1/2}, \quad (b) \quad (2.8)$$

Para uma parede isotérmica, com regime de escoamento laminar ou turbulento, a Eq.(2.9.a) é válida para a faixa: $10^{-1} < Ra_H < 10^{12}$. Se o escoamento for laminar, $Ra_H < 10^9$, da Eq.(2.9.b) se obtêm resultados melhores (Bejan, 1996).

$$h = \frac{k}{H} \left(0,825 + \frac{0,387 \cdot Ra_H^{1/6}}{1 + (0,492/Pr)^{9/16} \cdot \ell^{2/27}} \right)^2, \quad (a) \quad e \quad h = \frac{k}{H} \left[0,68 + \frac{0,67 \cdot Ra_H^{1/4}}{1 + (0,492/Pr)^{9/16} \cdot \ell^{1/6}} \right], \quad (b) \quad (2.9)$$

Ainda segundo Bejan (1996) para uma placa circular horizontal isotérmica com superfície aquecida apontada para cima a Eq. (2.10.a) é válida para $10^4 < Ra_L < 10^7$ e a Eq. (2.10.b) é válida para $10^5 < Ra_L < 10^9$. Nesse caso o número de Rayleigh é calculado pela Eq.(2.7.b) substituindo a altura pelo comprimento característico L dado pela Eq. (2.10).

$$h = \frac{k}{L} 0,54 \cdot Ra_L^{1/4}, \quad (a) \quad e \quad h = \frac{k}{L} 0,15 Ra_L^{1/3}, \quad (b); \quad \text{nas quais } L = 0,25 \cdot D \quad (2.10)$$

A fim de se fazer uma análise preliminar do comportamento da distribuição espaço-temporal da temperatura foi desenvolvida uma rotina computacional a partir do Método dos Efeitos Multidimensionais, denominada MEM. A Fig. (2.2) resume o processo de cálculo de distribuição de temperatura forma bem sucinta.

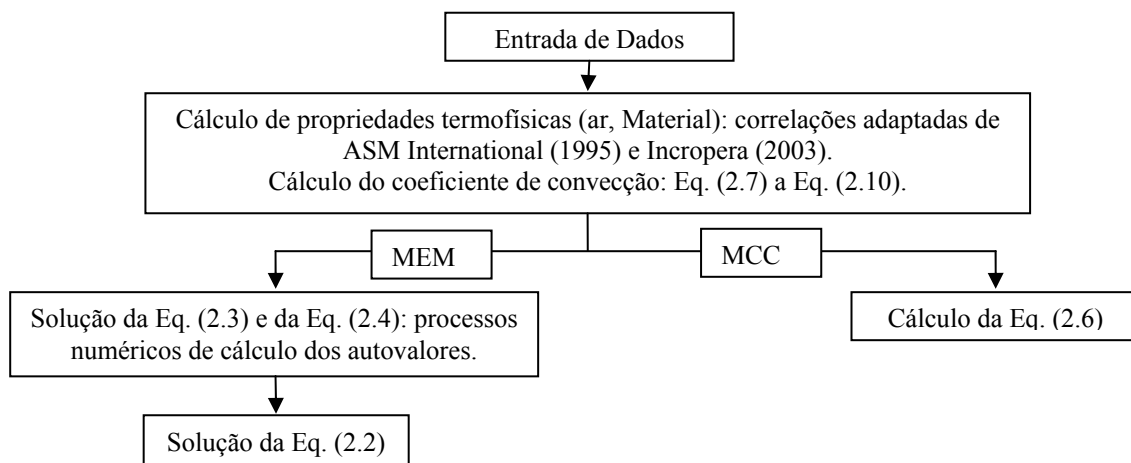


Figura 2.2 – Fluxograma que representa os processos de cálculos.

No desenvolvimento da MEM três simplificações foram feitas nas condições de contorno. A primeira simplificação foi modelar o forjado como um sólido cilíndrico, ou seja, assumiu-se que os dentes da engrenagem não teriam efeito

significativo no processo de resfriamento. A segunda simplificação foi considerar constante o coeficiente de convecção durante o processo. A terceira simplificação foi desprezar a transferência de energia térmica por radiação. O MEM forneceu os subsídios necessários ao desenvolvimento de uma rotina que utiliza Método da Capacitância Concentrada Geral denominada MCC.

2.4. Taxa de calor de austenitização

Para se realizar o tratamento de normalização é necessário aquecer os forjados da temperatura ambiente a uma temperatura um pouco acima da temperatura de austenitização. Essa fase do processo representa um desperdício de energia quando comparado com o processo de resfriamento controlado, no qual não há a fase de aquecimento. A Eq. (2.11) representa uma forma de calcular a taxa de calor necessária para tal aquecimento.

$$q = \int_{T_1}^{T_2} c(T) dT \quad (2.11)$$

Na Eq. (2.11) q é a taxa de calor, por quilograma de material, necessária para aquecê-lo de uma temperatura T_1 a outra T_2 , $c(T)$ é o calor específico do material como função da temperatura.

3. APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

A partir da MCC foi possível calcular os tempos de resfriamento para os Forjados 01, 02, 03 e 04 feitos de Materiais 01, 02 e 03. A Fig. (3.3.a) exibe as curvas de resfriamento obtidas para o Forjado 01 de Material 01.

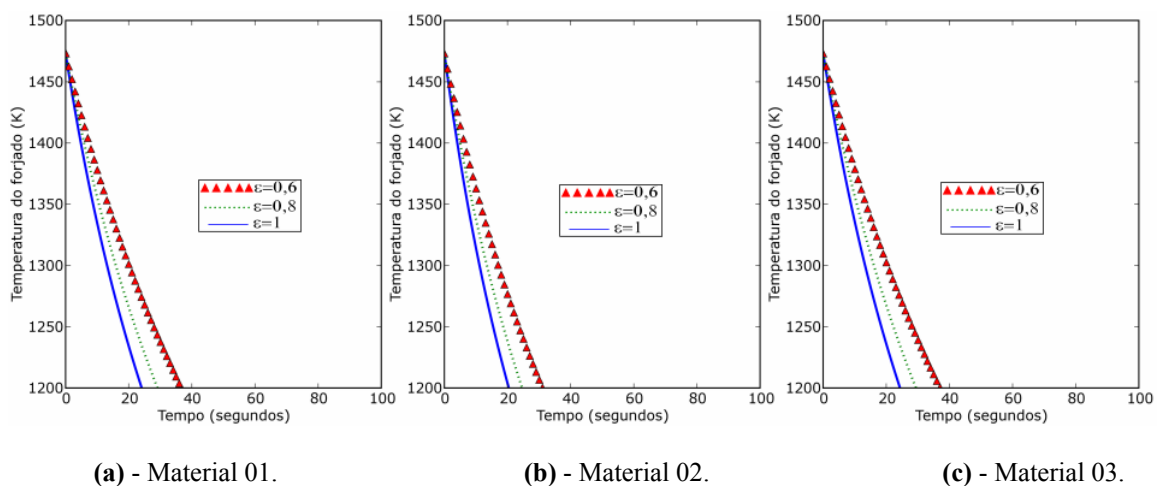


Figura 3.3 – Curvas de resfriamento do Forjado 01.

Na Fig. (3.3.a) são observadas três curvas obtidas para três condições de emissividade hemisférica total média (representada por ε), a emissividade $\varepsilon = 1$ é a condição de transferência de energia térmica na qual se considera o comportamento do forjado como de um corpo negro, a condição $\varepsilon = 0,8$ é a que corresponde mais a realidade por ser a que considera os efeitos intensos de oxidação superficial, já a condição $\varepsilon = 0,6$ considera a superfície levemente oxidada. Neste trabalho para fins de cálculos se considerou o valor de emissividade de 0,8 por ser mais conservador e por representar um valor médio para certos aços, Kaviani (2002). Observa-se pela Fig. (3.3.a) que T_c (1200K) é atingida em tempo menor ou igual a 30 segundos.

Para todos os resultados obtidos neste trabalho a temperatura ambiente foi considerada como 300 K, a vizinhança, isto é, a temperatura das paredes foi considerada como 290 K e a temperatura inicial de forjado foi considerada 1473 K. Ao se considerar $\varepsilon = 0,8$ o tempo de resfriamento para o Forjado 01 de Material 01 foi de 29 segundos, se o mesmo forjado for de Material 02 este tempo passa a ser 25 segundos, e se for de Material 03 passa a ser 30 segundos. As Figs. 3.3.b e 3.3.c são curvas obtidas para o Forjado 01 quando considerado feito de Materiais 02 e 03, respectivamente.

As Figs. 3.4.a, 3.4.b e 3.4.c são as curvas obtidas para o Forjado 02 quando considerado feito de Materiais 01, 02 e 03 respectivamente. Nas Figs. 3.4.a, 3.4.b e 3.4.c, quando ε é igual a 0,8, os tempos de resfriamento do Forjado 02 é 21, 18 e 21 segundos respectivamente, para os respectivos Materiais 01, 02 e 03.

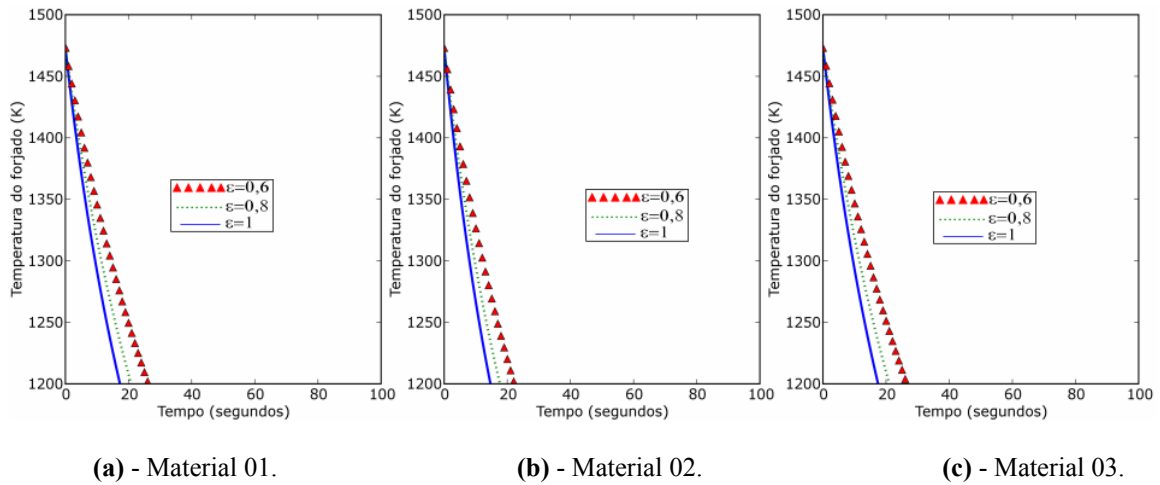


Figura 3.4 – Curvas de resfriamento do Forjado 02.

As Figs. 3.5 a 3.6 exibem as curvas de resfriamento para os Forjados 03 e 04, respectivamente.

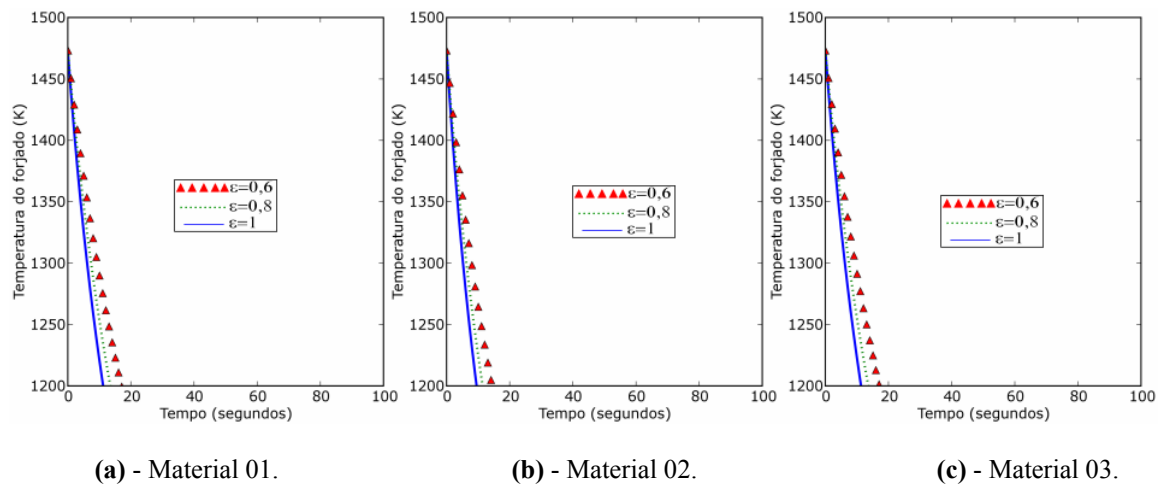


Figura 3.5 – Curvas de resfriamento do Forjado 03.

Ao se comparar a Fig. (3.5) com a Fig. (3.6) nota-se o efeito do tamanho e da massa do sólido na sua taxa de resfriamento. Neste caso o Forjado 03 tem menor massa que o Forjado 04, então, se um processo de fabricação for capaz de garantir o mesmo tempo de forja para ambos então é certo que o lote de peças a ser submetido ao resfriamento controlado do tipo do Forjado 04 será maior.

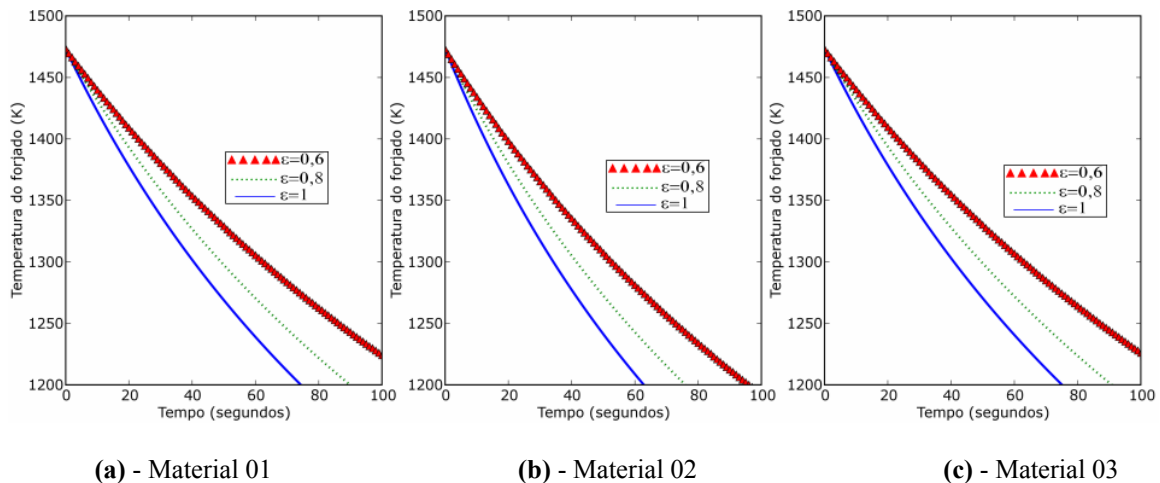


Figura 3.6 – Curvas de resfriamento do Forjado 04.

A Tab. (3.1) exibe para todos os forjados os tempos de resfriamentos que a primeira peça produzida pode esperar ao ar livre antes de entrar no forno de resfriamento controlado. Quanto maior for o tamanho da peça, para um mesmo material, mais tempo ela poderá aguardar sem atingir a temperatura crítica.

Tabela 3.1 – Tempos de resfriamento.

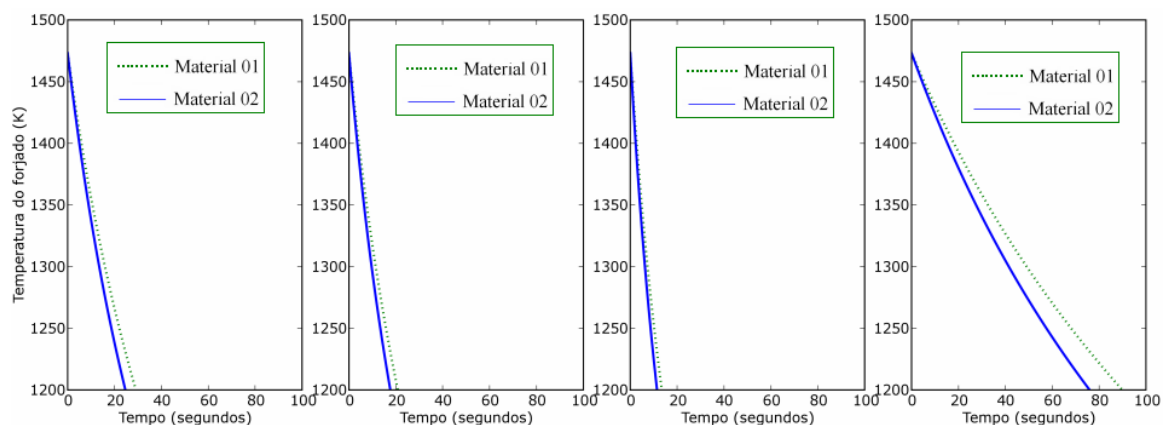
$\epsilon = 0,8$	Tempos de resfriamento (segundos)		
	Material 01	Material 02	Material 03
Forjado 01	29	25	30
Forjado 02	21	18	21
Forjado 03	14	12	14
Forjado 04	90	76	91

A Tab. (3.2) exibe os tempos para que os forjados atinjam a temperatura crítica, T_c , de 1200 K. A tabela exibe também o tamanho do lote que foi obtido dividindo-se o tempo de resfriamento (TR) pelo tempo médio de forja e corte (TFC) de cada forjado (Forjados 01 e 02).

Tabela 3.2 – Tempos de resfriamento e tamanhos dos lotes.

		TR (s)	TR/TFC	Tamanho dos lotes (peças)
Forjado 01	Material 01	29	1,82	1,82
	Material 02	25	1,57	1,57
	Material 03	30	1,88	1,88
Forjado 02	Material 01	21	2,07	2,07
	Material 02	18	1,78	1,78
	Material 03	21	2,07	2,07

As Figs. 3.7.a, 3.7.b, 3.7.c e 3.7.d foram obtidas fazendo-se constante a emissividade e igual a 0,8.



(a) - Forjado 01.

(b) - Forjado 02.

(c) - Forjado 03.

(d) - Forjado 04.

Figura 3.7 – Curvas de resfriamento dos forjados.

Ao se analisar cuidadosamente as Figs. 3.3 a 3.6 nota-se que para cada forjado as curvas obtidas para Materiais 01 e 03 são praticamente coincidentes. Sendo assim os tempos de resfriamentos se não são os mesmos diferem de um segundo no máximo, contudo isso ficou bem claro na Tab. (3.1). Devido a isso foi feita somente a simulação para os Materiais 01 e 02 os resultados são exibidos na Fig. (3.7). Observa-se na mesma figura que teoricamente o Material 01 é melhor para o processo por ter uma taxa de resfriamento menor e assim permitir obter lotes maiores, consequentemente o Material 03 é tão bom quanto o primeiro.

A Fig. (3.8) foi obtida fazendo-se a emissividade e o material constantes e iguais a 0,8 e Material 01, respectivamente. Pela Fig. (3.8) pode-se observar o efeito da chamada capacidade térmica concentrada, isto é, o efeito do produto entre a massa do forjado e seu calor específico. Como o material foi mantido constante a capacidade térmica concentrada é função apenas da massa da peça nessas figuras. Quando a massa aumenta, aumenta consequentemente a capacidade térmica concentrada da peça fazendo com que a taxa de resfriamento diminua. O Forjado 04 por ser a maior peça tem a taxa de resfriamento menor, ou seja, a sua curva de resfriamento apresenta as menores declividades. O

Forjado 03 por ser o menor tem a maior taxa de resfriamento, isto é, a sua curva de resfriamento possui as declividades mais acentuadas.

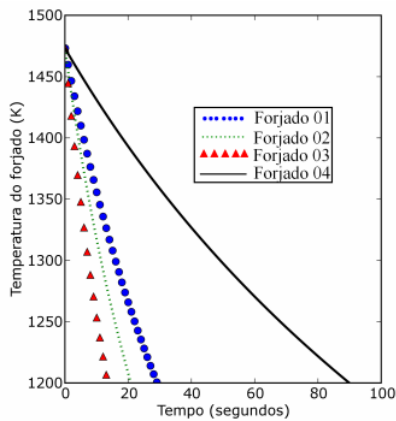


Figura 3.8 – Efeitos da capacidade térmica.

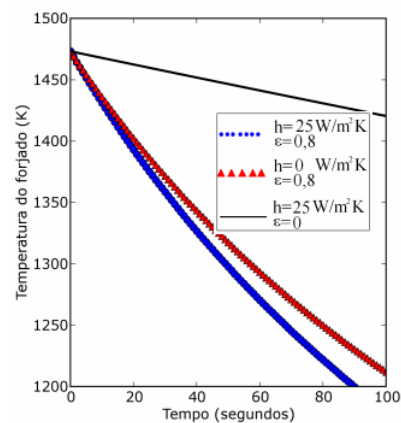


Figura 3.9 – Efeitos de calor.

A Fig.(3.9) mostra a validade das hipóteses feitas na modelagem do processo e foi obtida para o Forjado 04 de Material 01. Se fosse desprezada a transferência de energia térmica por radiação os tempos de resfriamentos seriam bem maiores. Para a faixa de temperatura de interesse nesse trabalho a desconsideração da energia transferida por convecção seria menos prejudicial que a desconsideração da radiação.

A Fig. (3.9) mostra três curvas de resfriamento. A menor taxa de resfriamento é para a situação na qual a emissividade total hemisférica média é nula. A taxa intermediária é para a situação na qual o coeficiente de transferência de energia térmica por convecção é nulo. A maior taxa de resfriamento ocorre para a situação na qual os dois parâmetros anteriores são simultaneamente não nulos.

Ao se analisar a Fig. (3.9) nota-se que para a faixa de interesse a transferência de energia térmica por convecção parece desprezível em relação à transferência por radiação. Se isso for considerado na Eq. (2.6.a) pode-se obter uma solução analítica para o problema que é dada pela Eq. (2.6.b). A aplicação da Eq.(2.6.b) redundaria em tempos de espera em torno de 1 a 17 segundos maiores dependendo do forjado e de seu material, contudo esses resultados não foram utilizados já que existe um mais preciso e que leva em consideração o efeito da convecção natural. As Figs. 3.10 e 3.11 exibem solução analítica (despreza a convecção natural) e analítico-numérica (considera a convecção natural), respectivamente. Se fosse desprezado o efeito convectivo na solução numérica não haveria divergências entre os gráficos.

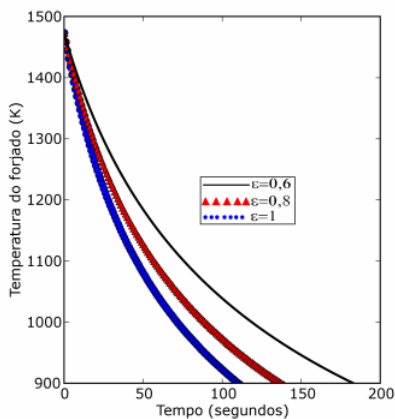


Figura 3.10 - Modelo sem convecção.

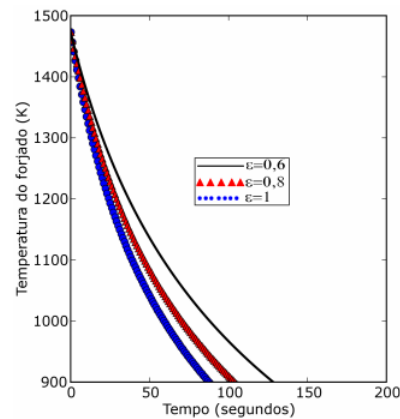


Figura 3.11 - Modelo com convecção.

Os resultados exibidos nas Tabs. 3.1 e 3.2 são provenientes da aplicação da rotina MCC, logo a validade desses resultados é fruto da validação da rotina MCC. A decisão de usar a MCC e não a MEM foi devida ao fato de esta última não considerar os efeitos radiativos implicitamente em seu método.

A possibilidade de aplicação da rotina MCC, que exige que o comportamento espacial da temperatura ao longo do processo seja uniforme, foi feita através de uma análise preliminar usando a MEM para calcular as distribuições espaciais de temperatura ao longo do intervalo de tempo de interesse, isto é, ao longo do intervalo no qual ela varia do fim do corte do forjado (T_f) à temperatura crítica (T_c). O resultado obtido usando a MEM mostrou que para a faixa de temperaturas de interesse a distribuição espacial destas foi praticamente uniforme. A diferença de temperatura de um ponto para o outro foi da ordem de 10^{-3} , ou seja, os gradientes de temperatura são praticamente inexistentes. Os erros na

consideração de distribuição de temperaturas espacialmente uniforme continuaram desprezíveis mesmo ao considerar um coeficiente de convecção corrigido (1,35 vezes maior).

Assim sendo a aplicação do MCC foi justificada e ainda com o objetivo de ter maior segurança quanto aos resultados obtidos não se adotaram os valores de coeficiente de convecção natural dados pelas correlações supracitadas, para se garantir que todos os forjados ainda estariam austenitizados foi feito uso do valor de coeficiente de convecção natural máximo para gases que, no entanto é apenas $5 \text{ W/m}^2\text{K}$ maior que os valores obtidos pelas correlações. Tal observação é aqui colocada apenas com o intuito informativo uma vez que testes com a MCC mostraram que, para o intervalo de temperatura em que se trabalhou, os efeitos preponderantes são os radiativos e não os de convecção natural, a Fig.(3.9) mostra essa característica sobremaneira importante. A análise da dependência da distribuição de temperatura do processo de transferência de energia térmica foi feita fazendo hora o coeficiente de transferência de energia térmica hora a emissividade hemisférica total igual à zero, isso pode ser observado na referida figura.

O valor da emissividade hemisférica total utilizada (0,8) é um valor médio para aços com superfícies bastante oxidadas, pois este é uma função da temperatura da superfície. A emissividade e o tamanho do lote de forjados são inversamente proporcionais, como a emissividade é no máximo igual à unidade pode se considerar que os resultados do MCC são bastante conservadores. Então se pode considerar que o tamanho de lote igual a 2 para os Forjados 01 e 02 de qualquer um dos três materiais como um valor seguro.

A aplicação da Eq. (2.11) com T_1 igual a 300 K e T_2 igual a 1300 K e $c(T)$ ajustado de ASM International (1995) levou a taxa de calor média para os três materiais de 645 kJ/kg. Deve-se observar que tanto o forno de resfriamento controlado quanto o forno de austenitização necessitam de energia adicional para manter a temperatura de operação, 873 K no primeiro e 1253 K no segundo, porém se ambos os fornos forem do mesmo tipo o último necessitará de maior consumo de energia, pois está a uma temperatura bem acima da ambiente. Portanto a Eq. (2.11) representa uma economia de energia menor que a real.

4. CONCLUSÕES

O programa elaborado (MCC) permite a determinação dos tempos de resfriamento dos forjados ao ar, de forma a garantir que os mesmos entrem no forno de resfriamento controlado ainda na condição austenítica.

A eliminação da normalização, aproveitando a energia térmica dos forjados, requer um controle rígido dos tempos de processo e de espera dos mesmos.

A radiação é o principal meio de transferência de energia para a faixa de temperatura analisada.

Observa-se para o lote do Forjado 01 que o tempo que a primeira peça pode manter-se na condição austenítica é maior devido a sua maior massa. Contudo o tamanho do lote deste forjado é praticamente igual ao do Forjado 02, que possui uma massa menor, uma vez que este último tem um tempo de forjamento e corte de rebarba significativamente menor que o primeiro.

O resfriamento controlado permite economia de energia elétrica da ordem de 180 kWh por tonelada de forjado.

O tamanho do lote para os Forjados 01 e 02 é bem pequeno, o que exige um forno do tipo contínuo que possibilite uma alta frequência de entrada de lotes com pequenas quantidades de peças. Isto coaduna com a filosofia *Just in Time* de se trabalhar com tamanhos de lotes pequenos de peças diversificadas.

5. AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem a Universidade Estadual “Júlio de Mesquita Filho”, UNESP, Campus de Ilha Solteira, e ao Departamento de Engenharia Mecânica pelo suporte.

6. REFERÊNCIAS

- ASM International The Materials Information Society, 1995, “ASM Handbook Volume 1: Properties and Selection: Irons, Steels, and High –Performance Alloys”, 10ª Edição, Carbon and Low-Alloy Steels, pp. 149,179, pp. 197-198.
- Bakkaloglu, A., 2001, “Effect of processing parameters on the microstructure and properties of an Nb microalloyed steel”, Materials Letters, Vol 56, pp. 263-272.
- Bejan, A., 1996, “Transferência de Calor”, Editora Edgard Blücher Ltda, São Paulo-S.P., Brasil, Capítulo 7: Convecção Natural, pp. 286-296.
- Button, S. T., Lima, C. A., 1995, “Sistemas flexíveis de ferramental”. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, cap.3. (OFA – 05 - Programa de Cursos de Extensão - Curso de Especialização - Fabricação e Automação da Manufatura).
- Chine, R. S., Heitmann, W. E., Bhattacharya, D., 1996, “Microalloyed steel bars and forgings”, Journal of Metals, pp. 26-33, may, 1996.
- Ghosh, A., Das, S., Chatterjee, S., Mishra, B., Rao, P. R., 2003, “Influence of thermo-mechanical processing and different post-cooling techniques on structure and properties of an ultra low carbon Cu bearing HSLA forging”, Materials Science and Engineering A, v. 348, pp. 299-308.
- Henning, H. J., 1989, “New developments boost forging performance”, Machine Design, pp. 97-101, august 10.
- Incropera, F., Dewitt, D.P., 2003, “Fundamentos de Transferência de Calor e Massa”, 5ª edição, LTC Editora, Rio de Janeiro-R.J, Brasil, Capítulo 1: Introdução, pp 5., Capítulo 2: Introdução à Convecção, pp. 43., Capítulo 5:

Condução em Regime Transiente, pp. 170-190, Apêndice: A, pp 654-655.

Kaspar, R., Baquet, I. G., Schrelber, N., Richter, J., Nußbaum, G., Kothe, A., 1997, "Application of thermomechanical treatment on medium-carbon microalloyed steels continuously cooled from forging from forging temperature", *Materials Technology, Steel Research*, 68, no. 1, pp. 27-31.

Kaviany, M., 2002, "Principles of Heat Transfer", John Wiley & Sons, Inc, New York - N.Y., EUA, Appendix C, pp. 974.

Kazeminezhad, M., Karimi Taheri, A., 2003, "The effect of controlled cooling after hot rolling on the mechanical properties of a commercial high carbon steel wire rod", *Materials and Design*, Vol 24, pp. 415-421.

Lima, M. A., Agostinho, O. L., 1989, "A flexibilidade na conformação plástica dos metais", *Máquinas e Metais*, São Paulo, v.25, n.283, pp.53-57.

Lin, H. R., Chen, Y. K., 1994, "Development of new alloy steel grade which facilitates elimination of process annealing", *Ironmaking and Steelmaking*, v. 21, n. 1, pp. 27-31.

Liu, C., Liu, Y., Ji, C., Zhu, Q., Zhang, J., 1998, "Cooling process and mechanical properties design of high carbon hot rolled high strength HRHS steels", *Materials and Design*, Vol. 19, pp. 175-177.

Naylor, D. J., 1998, "Microalloyed forging steels", *Materials Science Forum*, v. 284-286, pp. 83-94.

Reinsch, S., Müssig, B., Schmidt, B., Tracht, K., 2003, "Advanced manufacturing system for forging products", *Journal of Materials Processing Technology*, pp. 1-6.

Yamakami, W. J., 2003, "Uma Proposta para a Flexibilização do Forjamento a Quente de Precisão", Tese de Doutorado pela Unicamp, Campinas – S.P., Brasil.

Zhou, Rong, Jiang, Y., Lu, D., Zhou, Rongfeng, Li, Z., 2001, "Development and characterization of a wear resistant bainite/martensite ductile iron by combination of alloying and a controlled cooling heat-treatment", *Wear*, Vol 250, pp. 529-534.