

- a densidade e a capacidade calorífica do produto alimentício e a condutividade térmica, são constantes, ou seja, não variam com o tempo nem com a posição;

$$\frac{\partial T}{\partial t}(t, r, z_L) = \alpha \left(\frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z_L^2} \right) \quad (2.64)$$

Considerando a condição inicial e as condições de contorno propostas por Banga *et al.* (1993), para um sistema homogêneo e isotrópico tem-se:

- Condição inicial, $0 \leq r \leq R_T$; $-L/2 \leq z_L \leq +L/2$:

$$T(0, r, z_L) = T_0 \quad (2.65)$$

- Condição de contorno na superfície da lata– Perfil de temperatura da autoclave dependente do tempo, para $0 < t \leq t_p$; $r = R_T$; $z_L = \pm L/2$:

$$T = T_{RET}(t) \quad (2.66)$$

- Condição de contorno no centro radial da lata (condição de simetria), $-L/2 \leq z_L \leq +L/2$; $0 < t \leq t_p$:

$$\frac{\partial T}{\partial r}(t, 0, z_L) = 0 \quad (2.67)$$

- Condição de contorno no centro axial da lata (condição de simetria); $0 \leq r \leq R_T$; $0 < t \leq t_p$:

$$\frac{\partial T}{\partial z_L}(t, r, 0) = 0 \quad (2.68)$$

Sendo:

t_p : tempo total de processo;

T_{RET} : temperatura no interior da retorta;

$L/2$: metade da altura do sólido.

2.11.2.2 Modelo para sistema não homogêneo e não isotrópico

Para um sistema não homogêneo e não isotrópico, a equação de transferência de calor bidimensional, por condução, Equação (2.69), foi obtida a partir da Equação (2.55) escrita em coordenadas cilíndricas, considerando desprezível a transferência de calor na direção angular.

As hipóteses simplificadoras adotadas para a definição deste modelo foram:

- transferência de calor bidimensional;
- ocorre apenas gradiente de energia;
- a densidade e a capacidade calorífica do produto alimentício são constantes, ou seja, não variam com o tempo nem com a posição;
- sistema não isotrópico, ou seja, condutividade térmica (k) varia com a posição, sendo k_r e k_z a condutividade na direção radial e axial, respectivamente.
- a lata apresenta um espaço vazio (*head space*) no topo da lata (Figura 2.17).
- a lata é considerada um cilindro finito de raio R_T e $L/2$ correspondendo à metade da altura do cilindro e L_F corresponde à metade superior da altura do cilindro excluindo-se a parte do *head space* ($L_F = L/2 - L_{\text{headspace}}$);

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t}(t, r, z_L) = k_r \left(\frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{k_z}{k_r} \frac{\partial^2 T}{\partial z_L^2} \right) \quad (2.69)$$

Sendo: k_r e k_z a condutividade térmica na direção radial e axial, respectivamente.

- Condição inicial, $0 \leq r \leq R_T$; $-L/2 \leq z_L \leq +L/2$:

$$T(0, r, z_L) = T_0 \quad (2.70)$$

- Condição de contorno no fundo da lata – Perfil de temperatura da autoclave dependente do tempo, $0 < t \leq t_p$, $0 \leq r \leq R_T$:

$$T(t, r, -L/2) = T_{\text{RET}}(t) \quad (2.71)$$

- Condição de contorno na superfície da lata – Perfil de temperatura da autoclave dependente do tempo, $0 < t \leq t_p$, $-L/2 \leq z_L \leq +L/2$:

$$T(t, R_T, z_L) = T_{\text{RET}}(t) \quad (2.72)$$

- Condição de contorno no centro radial da lata (condição de simetria), $0 < t \leq t_p$, $-L/2 \leq z_L \leq +L/2$:

$$\frac{\partial T}{\partial r}(t, 0, z_L) = 0 \quad (2.73)$$

- Condição de contorno na tampa da lata, $0 < t \leq t_p$; $0 \leq r \leq R_T$:

$$\frac{\partial T}{\partial z}(t, r, L_F) = -\frac{h}{k_z}(T_{\text{SUP}} - T_{\text{RET}}(t)) \quad (2.74)$$

Sendo que, T_{SUP} é a temperatura na tampa da lata.

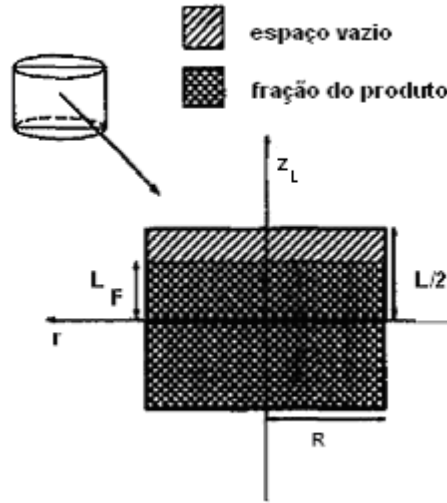


Figura 2.17 - Representação de uma lata com *head space* (BANGA *et al.* 1993).

2.11.2.3 Modelo para transferência de calor por condução para geometrias não regulares

Akterian (1999) resumizou a aplicação da Equação (2.53) para a transferência de calor por condução, incorporando um fator de forma s , para produtos que apresentam simetria, limitados por uma superfície convexa.

$$\frac{\partial T}{\partial t}(x, t) = \alpha \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{s}{x} \frac{\partial T}{\partial x} \right) \quad (2.75)$$

Condição inicial:

$$T = T_0 \text{ para } t = 0 ; 0 \leq x \leq R \quad (2.76)$$

Condições de contorno no centro radial da lata – Condição de simetria:

$$\frac{\partial T}{\partial x}(x, t) = 0 \text{ para } x = 0 ; 0 < t \leq t_p \quad (2.77)$$

Condição de contorno na superfície da lata:

$$\frac{\partial T}{\partial x}(x, t) = -\frac{h}{k}(T|_{x=R} - T_{\text{RET}}) \text{ para } x = R; \quad 0 < t \leq t_p. \quad (2.78)$$

As hipóteses simplificadoras adotadas para a definição deste modelo foram:

- transferência de calor unidimensional;
- ocorre apenas gradiente de energia;
- a densidade, a capacidade calorífica e a condutividade térmica, do sólido são constantes, ou seja, não variam como o tempo nem com a posição;
- o coeficiente de transferência de calor convectivo, na superfície da lata, é constante, ou seja, não varia como o tempo nem com a posição.

O uso do fator de forma s possibilita que o problema tridimensional seja tratado como um problema unidimensional, com a coordenada x correspondente à menor distância entre o centro térmico (ponto frio) e a superfície do sólido.

2.11.2.4 Modelo para transferência de calor em regime térmico regular

Akterian (1999) aplicou o modelo RTR (*Regular Thermal Regime*), definido por Kondratiev (1954 *apud* AKTERIAN, 1996), para simular a penetração de calor em alimentos enlatados aquecidos por convecção.

$$\mathbb{E} \frac{dT_f}{dt} = T_{\text{RET}}(t) - T_f \quad (2.79)$$

Sendo que, $\mathbb{E}$ é o coeficiente de inércia térmica que caracteriza o atraso de temperatura entre a temperatura da salmoura T_f e da retorta T_{RET} .

A solução analítica da Equação (2.79), para uma mudança linear na temperatura do meio de aquecimento é dada por:

$$T_f = T_{\text{RET}} - r\mathbb{E} - (T_{\text{RET}}^0 - T_f^0 r\mathbb{E}) \exp\left(-\frac{t}{\mathbb{E}}\right) \quad (2.80)$$

No caso de ervilhas em salmoura, a temperatura da salmoura (T_f) é resultante do aquecimento devido à convecção e representada pelo modelo para o RTR (*Regular Thermal*

Regime). O modelo representa a transferência de calor entre a autoclave e a ervilha em conserva e utiliza dados experimentais reportados por Akterian (1996) para a curva de penetração térmica. Além disto, considera que a resistência térmica à transferência de calor se dá na superfície do grão, com a temperatura nesta superfície igual à temperatura do fluido. Desta forma, o perfil gerado por esta abordagem representa a transferência de calor no produto a partir da temperatura do fluido. O detalhamento do modelo RTR e os perfis de temperaturas gerados a partir dos dados experimentais reportados por Akterian (1996), são apresentados no Capítulo 4.

2.11.3 Modelo Matemático da Unidade de Esterilização

O sistema de esterilização em autoclave contempla vários recipientes com produto. O processamento térmico da autoclave pode ser baseado no modelo das unidades envasadas, conforme proposto por Kumar *et al.*(2001) e apresentado na Figura 2.18.

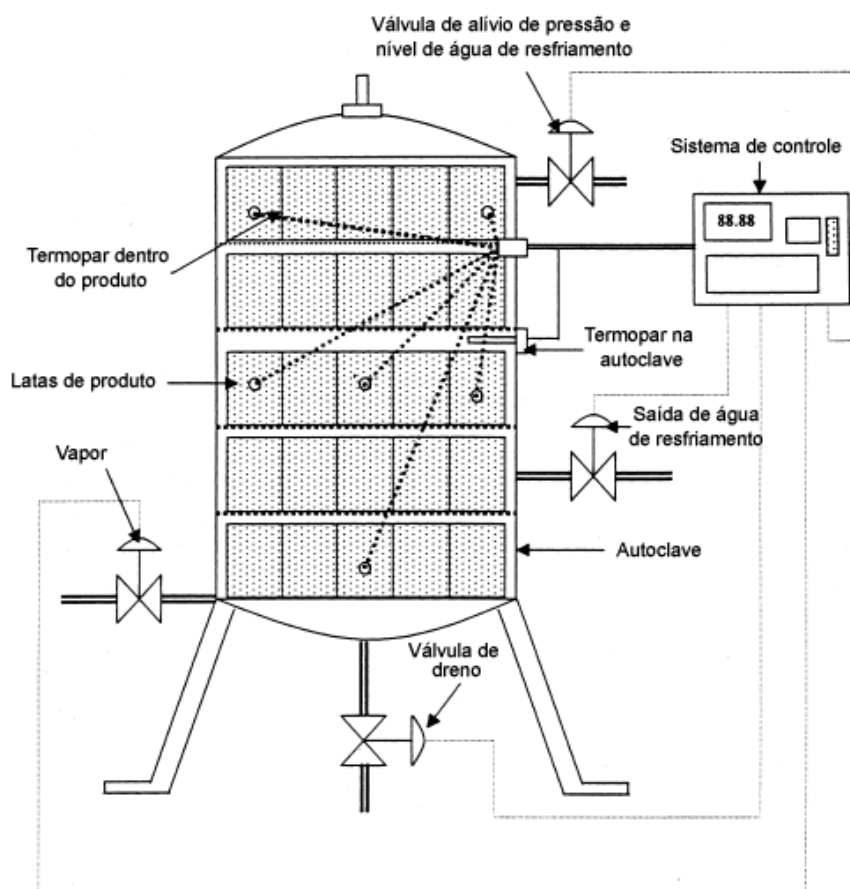


Figura 2.18 - Esquema do Processamento Térmico em Autoclave com controle baseado no modelo matemático da unidade de produto envasado (KUMAR *et al.*, 2001).

Alonso *et al.* (1997) descreveram o modelo matemático da unidade de esterilização, conforme apresentado na Figura (2.19), através de equações diferenciais ordinárias derivadas dos balanços de massa e energia. À semelhança dos modelos com parâmetros agrupados, o modelo matemático proposto é válido em determinadas condições, referentes às propriedades termodinâmicas da mistura vapor-ar e à faixa de operação, conforme descrito a seguir.

O vapor e o ar foram considerados gases ideais. Esta simplificação leva a erros de 1% para o ar e 3% para o vapor, quando comparadas a equações mais precisas, como a equação de Virial, nas pressões de trabalho compreendidas entre 1 e 3 bar.

A mistura de vapor-ar foi considerada ideal, desta forma qualquer propriedade ξ será calculada pela Equação (2.81), onde x_i é a fração do componente na mistura.

$$\xi_m = \sum_{\gamma} x_i \xi_{\gamma} \quad (2.81)$$

O aquecimento, exceto no produto, foi considerado homogêneo ao longo da unidade de esterilização. No estágio de resfriamento, admitiu-se que a água líquida e o vapor estão em equilíbrio.

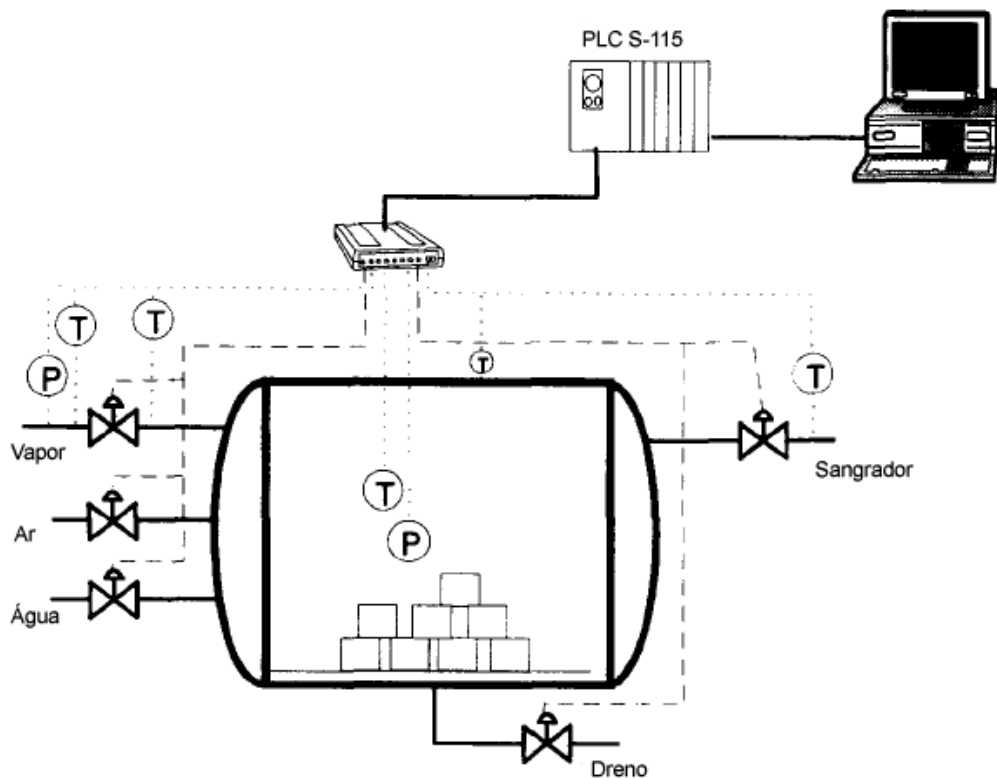


Figura 2.19 - Esquema do Processamento Térmico em Autoclave cujo controle é feito a partir da modelagem matemática da unidade de esterilização (ALONSO *et al.*, 1997).

As equações abaixo descrevem o balanço material para a unidade:

Balanço Material para o Ar (a):

$$\frac{dm_a}{dt} = F_a - x_a F_b^a \quad (2.82)$$

Balanço Material para o Vapor (v):

$$\frac{dm_v}{dt} = F_v - x_v F_b^v - \psi \quad (2.83)$$

Balanço Material para a Água (w):

$$\frac{dm_w}{dt} = F_w - F_d + \psi \quad (2.84)$$

Sendo que, m_a , m_v e m_w são a massa acumulada de ar, vapor e água; respectivamente; x_v e x_a correspondem à fração mássica de vapor e ar, respectivamente; F_a , F_v , F_w e F_d representam a vazão mássica do ar, vapor, água e purgador, respectivamente; F_b^a e F_b^v correspondem à vazão mássica de ar e de vapor, respectivamente, através do sangrador; ψ é uma variável interna que representa a taxa de conversão de vapor em água, e é obtida através do cálculo das raízes da equação dada a seguir:

$$f(\psi) = m_v - m_v^{eq} \quad (2.85)$$

Sendo que m_v^{eq} é a massa de vapor no equilíbrio, que é dada por:

$$m_v^{eq} = \frac{P^{eq} V_{RET}}{R_v T_{RET}} \quad (2.86)$$

$$V_{RET} = V_{RT} - \frac{m_w}{\rho} \quad (2.87)$$

$$P^{eq} = \exp\left(A - \frac{B}{T_{RET}}\right) \quad (2.88)$$

Sendo que, P^{eq} é a pressão no estado de equilíbrio; V_{RET} e V_{RT} correspondem ao volume no interior da autoclave e ao volume total da autoclave, respectivamente; R_v ($R_v=R/M_v$) é a constante dos gases para o vapor, respectivamente, sendo M_v a massa molecular para o vapor; T_{RET} é a temperatura no interior da autoclave; ρ_w é a densidade da água; A é um parâmetro da Lei de Antoine (24,633); B é um parâmetro da Lei de Antoine (4893,0).

As equações abaixo descrevem o Balanço de Energia para a unidade:

$$\frac{dE_T}{dt} = \bar{h}_v^i F_v + \bar{h}_w^i F_w + \bar{h}_a^i F_a - \bar{h}_a x_a F_b^a - \bar{h}_v x_v F_b^v - \bar{h}_d F_d - \frac{dQ_T}{dt} - \frac{dQ_{RT}}{dt} \quad (2.89)$$

Sendo que, $\bar{h}_v^i$, $\bar{h}_w^i$ e $\bar{h}_a^i$, correspondem à entalpia na entrada, por unidade de massa, do vapor, água e ar, respectivamente; $\bar{h}_v$, $\bar{h}_a$ e $\bar{h}_d$, representam as entalpias dentro do sistema, por unidade de massa, do vapor, do ar e do purgador; Q_T e Q_{RT} correspondem ao calor de todos os elementos e ao calor para aquecimento da autoclave, respectivamente; F_b^a e F_b^v representam a contribuição do ar e do vapor na vazão total através do sangrador, e é considerado uma combinação linear das duas vazões.

A energia interna individual por unidade de massa e sua derivada em relação ao tempo são dados a seguir:

$$\bar{e}_a = (\bar{h}_a - R_a) T_{RET} \quad (2.90)$$

$$\frac{d\bar{e}_a}{dt} = (c_{p_a} - R_a) \frac{dT_{RET}}{dt} \quad (2.91)$$

$$\bar{e}_v = (\bar{h}_v - R_v) T_{RET} \quad (2.92)$$

$$\frac{d\bar{e}_v}{dt} = (c_{p_v} - R_v) \frac{dT_{RET}}{dt} \quad (2.93)$$

$$\bar{e}_w = \bar{h}_w^{ref} - \lambda + c_{p_w} (T_{RET} - T_{ref}) \quad (2.94)$$

$$\frac{d\bar{e}_w}{dt} = c_{p_w} \frac{dT_{RET}}{dt} \quad (2.95)$$

Sendo que, $\bar{e}_a$, $\bar{e}_v$, e $\bar{e}_w$, correspondem à energia interna por unidade de massa do ar, vapor e água, respectivamente; R_a ($R_a=R/M_a$) e R_v ($R_v=R/M_v$) é a constante dos gases para o

ar e o vapor, respectivamente, sendo M_a a massa molecular para o ar e M_v a massa molecular para o vapor; λ é o calor latente da água; c_{p_a} , c_{p_v} e c_{p_w} correspondem ao calor específico do ar, vapor e água, respectivamente; $\bar{h}_s^{\text{ref}}$ é a entalpia do vapor no estado de referência; T_{ref} é a temperatura no estado de referência. O estado de referência corresponde ao vapor saturado, à pressão atmosférica e temperatura de 373 K.

Os termos correspondentes ao calor no sistema de esterilização, no estado não estacionário, são dados pelas seguintes equações:

$$\frac{dT_{\text{RT}}}{dt} = M_{\text{RT}} c_{p_{\text{RT}}} \frac{dT_{\text{RET}}}{dt} \quad (2.96)$$

$$\frac{dQ_T}{dt} = \left(\frac{dQ_{\text{rad}}}{dt} + \frac{dQ_{\text{conv}}}{dt} + \frac{dQ_{\text{prod}}}{dt} \right) \quad (2.97)$$

Sendo que, M_{RT} é a massa efetiva da autoclave; $c_{p_{\text{RT}}}$ é calor específico do corpo da autoclave; T_{RET} é a temperatura no interior da retorta; Q_{rad} e Q_{conv} correspondem ao calor trocado com o ambiente por radiação e convecção, respectivamente e Q_{prod} é o calor trocado com o produto, conforme equações dadas abaixo:

$$\frac{dQ_{\text{rad}}}{dt} = \sigma \epsilon A_{\text{RT}} (T_{\text{RET}}^4 - T_{\text{ext}}^4) \quad (2.98)$$

$$\frac{dQ_{\text{conv}}}{dt} = h_c A_{\text{RT}} (T_{\text{RET}} - T_{\text{ext}}) \quad (2.99)$$

Sendo que, σ é a constante de Stephan-Boltzman ($5,68 \times 10^{-8} \text{ J/s m}^2 \text{ K}^{-4}$); ϵ é a emissividade térmica da autoclave (0,94 adimensional), que é dependente do material da autoclave; A_{RT} é a área efetiva da autoclave (m^2); T_{ext} é a temperatura externa.

A taxa de aquecimento no produto é calculada através da integração do balanço de energia para o produto. Para uma situação de importância prática, considera-se que a transferência de calor acontece por condução. Neste caso, a equação de balanço de energia para o produto é dada por:

$$\rho_{\text{prod}} c_{p_{\text{prod}}} \frac{\partial T_{\text{prod}}}{\partial t} + \nabla(k \nabla T_{\text{prod}}) = 0 \quad (2.100)$$

A taxa de aquecimento do produto é calculada conforme as seguintes equações:

$$\bar{T}_{\text{prod}}(t) = \frac{\int_V T_{\text{prod}}(r, t) dV}{\int_V dV} \quad (2.101)$$

$$\frac{dQ_{\text{prod}}}{dt} = M_{\text{prod}} c_{p_{\text{prod}}} \frac{dT_{\text{prod}}}{dt} \quad (2.102)$$

Sendo a T_{prod} calculada pela integração da Equação (2.100) com base nas seguintes condições iniciais e de contorno (BANGA *et al.*, 1993):

Condição Inicial:

$$T_{\text{prod}} = T_0 \quad (2.103)$$

$$t = 0 ; \quad 0 \leq r \leq R_T ; \quad 0 \leq z \leq L$$

Condição de Contorno - Perfil de temperatura dependente do tempo:

$$T_{\text{prod}} = T_{\text{RET}}(t) \quad (2.104)$$

$$0 < t \leq t_p ; \quad r = R_T ; \quad 0 \leq z \leq L$$

Condição de Contorno - Perfil de temperatura dependente do tempo:

$$T_{\text{prod}} = T_{\text{RET}}(t) \quad (2.105)$$

$$0 < t \leq t_p ; \quad 0 \leq r \leq R_T ; \quad z = L$$

Condição de Contorno – Condição de Simetria:

- No centro da lata:

$$\frac{\partial T_{\text{prod}}}{\partial r} = 0 \quad (2.106)$$

$$r = 0 ; \quad 0 \leq z \leq L ; \quad 0 < t \leq t_p$$

- Na parte inferior da lata – “fundo”:

$$\frac{\partial T_{\text{prod}}}{\partial z} = 0 \quad (2.107)$$

$$z = 0 ; \quad 0 \leq r \leq R_T ; \quad 0 < t \leq t_p$$

Sendo que, r é a coordenada radial no sistema cilíndrico (m); R_T é o raio total (m); z é a coordenada axial no sistema cilíndrico (m); L é metade da altura do cilindro (m); t_p é tempo de total de processo (min).

Reordenando a Equação (2.89), obtém-se a seguinte expressão para descrever a evolução da temperatura na unidade de esterilização (ALONSO *et al.*, 1997):

$$\frac{dT_{RET}}{dt} = \left(\frac{1}{\alpha} \right) (\phi_v F_v + \phi_a F_a + \phi_w F_w + \phi_b F_b + \phi_\psi \Psi - Q_T) \quad (2.108)$$

$$\alpha = m_a (c_{p_a} - R_a) + m_v (c_{p_v} - R_v) + m_w c_{p_w} + M_{RET} c_{p_{RET}} \quad (2.109)$$

$$\phi_v = \Delta \bar{h}_v^i - \Delta \bar{h}_v + R_v T_{RET} \quad (2.110)$$

$$\phi_w = c_{p_w} (T_w^i - T_{RET}) \quad (2.111)$$

$$F_v = (3,4 \times 10^{-3}) C_f C_{vv} P_1 (y_v - 0,148 y_v^3) \quad (2.112)$$

$$\phi_\psi = \Delta \bar{h}_v + \lambda - c_{p_w} (T_{RET} - T_{ref}) - R_v T_{RET} \quad (2.113)$$

A pressão do sistema é descrita pela seguinte equação:

$$P_{RET} = \left(\frac{m_a}{M_a} + \frac{m_v}{M_v} \right) \frac{R T_{RET}}{V_{RET}} \quad (2.114)$$

Admite-se, geralmente, que o escoamento através do sangrador comporta-se isentropicamente, sendo dado por:

$$F_b = A_b \frac{P_{RET}}{\sqrt{R T_{RET}}} \sqrt{\frac{2\gamma}{\gamma-1}} \left(\frac{P_{atm}}{P_{RET}} \right)^{1/\gamma} \sqrt{\left(1 - \frac{P_{atm}}{P_{RET}} \right)^{(\gamma-1)/\gamma}} \quad (2.115)$$

$$\gamma = \frac{c_{p_v}}{c_{p_v} - R} \quad (2.116)$$

A vazão através do purgador é dada por:

$$F_d = A_d \rho_w \sqrt{\frac{2(P_{RET} - P_{atm})}{\rho_w}} \quad (2.117)$$

A vazão através das entradas (ar, água e vapor) é descrita, normalmente, por uma relação linear da posição da válvula. Entretanto, para o ar e o vapor, esta relação não foi observada para dados experimentais. A razão deste comportamento é que os modos dinâmicos de operação e o alto acoplamento do vapor de entrada e do sangrador induzem uma dependência não linear do escoamento sobre a abertura da válvula (ALONSO *et al.*, 1997). Esta dependência é considerada pelas equações descritas a seguir, para o vapor, sangrador e válvulas de ar:

Para vapor saturado:

$$F_v = (3,4 \times 10^{-3}) C_f C_{vv} P_1 (y_v - 0,148 y_v^3) \quad (2.118)$$

$$y_v = \frac{1,63}{C_f} \sqrt{\frac{P_1 - P_2}{P_1}} \quad (2.119)$$

Para o ar:

$$F_a = (5,2 \times 10^{-3}) C_f C_{va} P_1 \sqrt{G_f} (y_a - 0,148 y_a^3) \quad (2.120)$$

$$y_a = \frac{1,63}{C_f} \sqrt{\frac{P_1 - P_2}{P_1}} \quad (2.121)$$

Sendo que, G_f é a gravidade específica do gás, sendo igual a 1 (um) para o ar; P_1 é a pressão antes da válvula; P_2 é a pressão após a válvula; C_{vv} e C_{va} são os parâmetros característicos das válvulas de vapor e ar, respectivamente, sendo que para válvulas lineares estes parâmetros são dados pelas seguintes relações:

$$C_{vv} = (C_{vv})_{u=1} u_v \quad (2.122)$$

$$C_{va} = (C_{va})_{u=1} u_a \quad (2.123)$$

Sendo que, u_a e u_v representam a posição da válvula (que varia de 0 a 1)

2.12 Conclusões

Neste capítulo, apresentou-se uma visão geral sobre processamento dos alimentos, descrevendo em especial, a conservação de alimentos pelo calor e a relevância do Plano de Análise de Perigos e Pontos Críticos de Controle para a determinação dos processos de conservação de alimentos com o objetivo de garantir a segurança alimentar do consumidor. Destacou-se os principais trabalhos na área de modelagem matemática com foco em processos de esterilização para alimentos enlatados. Dentre os autores citados estão: Bird *et al.*(1960) que propuseram a equação da conservação de energia e apresentaram a equação da conservação da quantidade de movimento proposta por Navier-Stokes; Banga *et al.*(1993), Richardson (2001) e Alves (2005) que descreveram a transferência de calor por condução em alimentos sólidos a partir da lei de condução de calor de Fourier; Sing e Thorpe (1993) e Giménez-Islas (1999) que apresentaram importantes contribuições para a representação matemática da transferência de calor em sistemas que apresentam convecção natural; Akterian (1996) que apresentou, através de dados experimentais, a curva de penetração térmica durante a esterilização de ervilhas em salmoura e simulou, em 1999, a partir do modelo RTR, a transferência de calor em alimentos enlatados aquecidos por convecção; além de Alonso *et al.* que em 1997 descreveram a transferência de calor para uma unidade de esterilização (autoclave).

CAPÍTULO 3

PLANO APPCC PARA O PROCESSAMENTO DE ERVILHAS EM CONSERVA

3.1 Introdução

O estudo desenvolvido tem a finalidade de elaborar o Plano de Análise de Perigos e Pontos Críticos de Controle - APPCC (*Hazard Analysis Critical Control Point* - HACCP) para uma fábrica de processamento de ervilhas em conserva. Tem como premissa levantar os Pontos Críticos de Controle (PCC) atribuídos ao tratamento térmico de alimentos processados no modo batelada, que permitam estabelecer modelos para o processo que englobem aspectos tecnológicos, de qualidade e de segurança alimentar. Este estudo foi realizado considerando uma unidade de processamento de ervilhas em conserva que utiliza recipientes metálicos para envasar o produto com o tratamento térmico feito em autoclaves fixas, descontínuas e que têm o vapor saturado como meio de aquecimento. Ele pode ser utilizado como referência, mas não deve ser implementado diretamente em nenhuma unidade de processamento de ervilha, por mais similares que sejam as operações. O Plano de APPCC deve ser elaborado por uma equipe multidisciplinar composta por funcionários que conheçam o processo e englobar todas as características e particularidades da unidade de produção em que será implantado.

3.2 Escopo do Plano APPCC

O produto em estudo é ervilha em conserva, envasadas em latas recravadas com 200g de peso drenado e própria para consumo com ou sem aquecimento. O estudo abrange desde a recepção da matéria-prima até a transferência do produto acabado para a distribuição. Os processos relacionados à produção de embalagens, matérias-primas e ingredientes, bem como as etapas de armazenagem, movimentação e expedição não foram incluídas neste estudo de APPCC. Em estudos práticos é necessário que a empresa adote critérios para a contratação de fornecedores que garantam

materiais em concordância com as especificações e exigências legais, e estabeleça programas que mantenham e garantam a segurança do produto após a etapa de transferência para a distribuição. Desta forma, fica garantida a segurança alimentar em todas as etapas da cadeia produtiva.

3.3 Especificações do produto

A Tabela 3.1 apresenta as principais especificações físico-químicas para a ervilha esterilizada em salmoura.

Tabela 3.1 - Especificações físico-químicas para ervilha em conserva (SEBRAE, 1996).

Parâmetro	Especificação
pH	5,5 a 6,5
acidez	$\leq 0,14\%$
sal	1 a 1,5%
vácuo	≥ 100 mmHg
espaço livre	3 a 5 mm

3.4 Identificação dos perigos e análise de riscos

Os perigos microbiológicos, químicos, físicos e alergênicos foram identificados para a linha de processamento de ervilha em conserva. Dentre os perigos identificados, apenas os microbiológicos apresentaram um alto risco de ocorrência para o processamento de ervilha em salmoura. Existem muitos microrganismos relacionados ao processamento de ervilhas. Neste estudo, os perigos microbiológicos foram agrupados em quatro categorias: bactérias vegetativas patogênicas infecciosas, bactérias vegetativas patogênicas toxigênicas, bactérias esporuladas patogênicas toxigênicas e micotoxinas produzidas por fungos. Os perigos de uma mesma categoria têm aproximadamente a mesma fonte de contaminação, os mesmos parâmetros de controle e são controlados no(s) mesmo(s) PCC(s). A presença destas categorias de microrganismos ou o potencial de recontaminação por elas, foram considerados como perigos microbiológicos.

Dentre os perigos microbiológicos considerados de alto risco para a saúde do consumidor, destacam-se: as bactérias vegetativas patogênicas infecciosas, bactérias vegetativas patogênicas toxigênicas, bactérias esporuladas patogênicas toxigênicas. Conforme citado no Capítulo 2, o microrganismo *Clostridium botulinum* é uma bactéria esporulada patogênica toxigênica e representa

uma das formas mais severas de intoxicação alimentar para o homem, sendo a toxina botulínica produzida por este microrganismo a principal preocupação, em termos de saúde pública, para alimentos enlatados de baixa acidez. Para estes alimentos o *C. botulinum* representa, em geral, o microrganismo patogênico de maior resistência térmica. Logo, a eliminação dos esporos desse microrganismo é considerada como o tratamento térmico mínimo para alimentos enlatados.

3.5 O Plano APPCC

O sistema de Análise de Perigos e Pontos Críticos de Controle - APPCC (HACCP - *Hazard Analysis Critical Control Points*) proposto, define os Pontos Críticos de Controle (PCC) atribuídos ao tratamento térmico durante o processamento de ervilhas em conserva, bem como, os parâmetros para controle destes pontos. Estas informações são requeridas para o desenvolvimento de modelos que abranjam aspectos tecnológicos, de qualidade e segurança alimentar. O Plano APPCC indica que a letalidade microbiológica do processo, definida no modelo pelo cálculo do valor F, pode ser definida como função objetivo monitorada para propósito de controle, mostrando-se adequada para a garantia da segurança do produto, identificação e prevenção dos perigos microbiológicos.

O perigo, caracterizado pela presença de microrganismos patogênicos na matéria-prima, é controlado na etapa de esterilização. A temperatura necessária para a destruição das toxinas e esporos botulínicos depende do tipo de *C. botulinum* considerado, mas de maneira geral, a destruição das toxinas e da forma vegetativa submetidas a uma temperatura de 80°C ocorre entre 10 e 30 minutos e a 100°C são necessários 3 minutos. Já a forma esporulada é capaz de sobreviver em água a 100°C (212°F) por mais de 16 horas. O *C. botulinum* apresenta um valor z de 10°C e para a destruição de seus esporos é necessário um tratamento térmico, na temperatura de referência, de 121,1 °C ($F_{121,1}^{10} = F_0$), entre 3 e 6 minutos.

O perigo de recontaminação por microrganismos patogênicos é controlado nas seguintes etapas: i) etapa de fechamento (recravação) da lata, que deve garantir a completa vedação da embalagem; ii) etapa de cloração da água de resfriamento, que deve garantir a completa eliminação das formas viáveis dos microrganismos patogênicos.

A seguir, apresenta-se o Plano de APPCC completo que foi utilizado como referência para a modelagem do processo de esterilização térmica em autoclave à batelada de ervilhas em conserva.

Quadro 3.1 – Plano de APPCC.

PLANO DE APPCC	
Linha de Produção: Ervilha em conserva	Data da emissão: Janeiro 2006

1 – Introdução

Este estudo tem a finalidade de elaborar o Plano de Análise de Perigos e Pontos Críticos de Controle - APPCC (*Hazard Analysis Critical Control Point - HACCP*) para uma fábrica de processamento de ervilhas em conserva. Tem como premissa levantar os Pontos Críticos de Controle – PCC's atribuídos ao tratamento térmico fornecendo assim, subsídios para projeto de mestrado, desenvolvido na Faculdade de Engenharia Química da Universidade Federal de Uberlândia - UFU, cujo objetivo central é aprofundar o estudo sobre alimentos processados termicamente em batelada, estabelecendo modelos para o processo que englobem aspectos tecnológicos, de qualidade e de segurança alimentar. Este estudo foi realizado considerando uma unidade de processamento de ervilhas em conserva que utiliza recipientes metálicos para embalar o produto com o tratamento térmico feito em autoclaves fixas, descontínuas e que têm o vapor saturado como meio de aquecimento.

Este estudo pode ser utilizado como referência, mas não deve ser implementado diretamente em nenhuma unidade de processamento de ervilha, por mais similares que sejam as operações. O Plano de APPCC deve ser elaborado por uma equipe multidisciplinar composta por funcionários que conheçam o processo e englobar todas as características e particularidades da unidade de produção em que será implantado.

1.1 – Escopo

a) Abrangência do Estudo:

- O estudo abrange desde a recepção de matéria-prima até a transferência do produto acabado para a distribuição. Veja fluxograma do processo no *Apêndice I*.

b) Produto envolvido:

- Ervilha em conserva de 200g (peso drenado).

c) Modo de utilização dos produtos:

- O produto em estudo é ervilha com salmoura envasada em latas recravadas. Este produto pode ser consumido frio ou quente. Após aberto deve ser conservado em geladeira por, no máximo, dois dias.

Gerente de Produção		Data ----- / ----- / -----
Gerente Industrial		

Continua.

Quadro 3.1 – Plano de APPCC (continuação).

PLANO DE APPCC	
Linha de Produção: Ervilha em conserva	Data da emissão: Janeiro 2006

1.2 – Fora do Escopo

Os seguintes itens não foram incluídos neste estudo de APPCC:

- Etapas de armazenagem, movimentação e expedição. Para estudos práticos é necessário que a empresa adote programas que mantenham e garantam a segurança do produto após a etapa de transferência para a Distribuição (Manual de Boas Práticas de Armazenagem) além da realização do estudo de APPCC para a área de Distribuição.
- Embalagens, matérias-primas e ingredientes. Para estudos práticos é necessário que a empresa adote critérios para a contratação de fornecedores que garantam materiais em concordância com as especificações e exigências legais.

1.3 – Participantes do Estudo de APPCC

- Fanny Ferreira Melo Fávero de Fravet.

Observação: nos estudos conduzidos pelas unidades de processamento é necessária a definição de uma equipe multidisciplinar integrada por, no mínimo, representantes das áreas de qualidade, produção, manutenção, engenharia, desenvolvimento de produtos e recursos humanos, para a condução do estudo.

2 – Organograma (Apêndice II)

Será apresentado um organograma simplificado, apenas a título de exemplificação. Ressalta-se que este organograma deve considerar todos os postos de trabalho relevantes para a implementação e manutenção do APPCC, sendo que para estes postos deve-se descrever, detalhadamente, a autonomia e responsabilidade com relação ao controle e medidas preventivas e corretivas relacionadas aos PCC's .

3 – Especificação do produto

- pH: 5,5 a 6,5
- acidez: máximo 0,14%
- sal: 1 a 1,5 %
- vácuo mínimo: 100 mmHg
- espaço livre: 3 a 5 mm

(SEBRAE, 1996).

Continua.

Quadro 3.1 – Plano de APPCC (continuação).

PLANO DE APPCC	
Linha de Produção: Ervilha em conserva	Data da emissão: Janeiro 2006

4 – Identificação dos perigos

Os seguintes perigos foram identificados para a linha de processamento de ervilha em conserva.

4.1 – Microbiológicos

Existem muitos microrganismos relacionados ao processamento de ervilhas.

- Agrupou-se os perigos microbiológicos em quatro categorias: bactérias vegetativas patogênicas infecciosas, bactérias vegetativas patogênicas toxigênicas, bactérias esporuladas patogênicas toxigênicas e micotoxinas produzidas por fungos. Os perigos de uma mesma categoria têm aproximadamente a mesma fonte de contaminação, os mesmos parâmetros de controle e são controlados no(s) mesmo(s) PCC(s), desta forma, pode-se agrupá-los em categorias.

- Considerou-se como perigos a presença destas categorias de microrganismos ou o potencial de recontaminação por elas. Citou-se, como exemplo, os microrganismos mais comuns de cada categoria (SERVIÇO NACIONAL DE APRENDIZAGEM INDUSTRIAL - SENAI/DN, 1999a, 1999b).

4.1.1 – Bactérias Vegetativas Patogênicas - Infecciosas

Exemplo:

- *Listéria monocytogenes* : vem crescendo nos últimos anos o reconhecimento desta bactéria como um importante patogênico para alimentos. Está dispersa no meio ambiente e é encontrada em pequeno número em produtos agrícolas .

- *Salmonella spp* : é amplamente reconhecida como uma das maiores causas de toxinfecções alimentar. A *salmonella enteritidis* é conhecida como a maior causadora dessas toxinfecções. A ervilha em conserva deve estar livre de salmonella até o ponto de consumo. Portanto, o consumo deste produto sem submetê-los a nenhum tipo de cozimento deve ser garantido.

- *Escherichia coli* : é um patogênico severo para o homem, deve ser considerado para todos os produtos agrícolas.

4.1.2 – Bactérias Vegetativas Patogênicas - Toxigênicas

Exemplo:

- *Staphylococcus* : intoxicações alimentares são causadas por *Staphylococcus aureus*. O homem é a principal fonte desse microrganismo, sua maior ocorrência pode ser atribuída à deficiência na higiene e condições de manipulação de alimentos.

Continua.

Quadro 3.1 – Plano de APPCC (continuação).

PLANO DE APPCC	
Linha de Produção: Ervilha em conserva	Data da emissão: Janeiro 2006

4.1.3 – Bactérias Esporuladas Patogênicas – Toxigênicas

Exemplo:

- *Clostridium botulinum* : é a forma mais severa de intoxicação alimentar conhecida para o homem e representa o maior perigo para os negócios de unidades de processamento de alimentos. Os esporos são geralmente altamente resistentes ao calor e estão presentes em quase todas as matérias-primas.
- *Bacillus cereus* : é um anaeróbico, esporulado e se apresenta na forma de bastonetes. Está presente normalmente no solo, poeira e água. Geralmente é encontrado em plantas de processamento de ervilhas. Sua síndrome se assemelha à **intoxicação** alimentar causada por *Staphylococcus*.

4.1.4 – Micotoxinas Produzidas por Fungos (Bolores)

- Micotoxinas : são um grupo de metabólicos tóxicos produzidos por bolores. Algumas micotoxinas podem afetar, negativamente, a saúde humana se consumida acima de certos níveis. Elas estão presentes naturalmente no solo e associadas às frutas e vegetais. Logo, elas são consideradas contaminantes inevitáveis que devem ser reduzidas a níveis aceitáveis no produto final.

4.2 – Químicos**4.2.1 – Produtos de fumigação**

- A maioria dos vegetais, dentre eles a ervilha, utilizados nos produtos em conserva são apresentados na forma de grãos secos. Durante a armazenagem, nos fornecedores ou na fábrica, os vegetais desidratados são fumigados, geralmente gastoxin (fosfeto de alumínio), para eliminar insetos como carunchos. A presença de uma quantidade excessiva destas substâncias no produto acabado deve ser considerada como perigo para o consumidor.

4.2.2 – Produtos de Limpeza

- Numerosos produtos de limpeza são regularmente utilizados como parte do processo de produção. A presença de quantidade excessiva destes materiais no produto acabado deve ser considerado um perigo para o consumidor.

4.2.3 – Produtos de Desinsetização

- O processo de desinsetização das fábricas pode utilizar alguns produtos que deixam resíduo na superfície dos equipamentos expostos a este processo. A presença destas substâncias no produto acabado deve ser considerada um perigo para o consumidor.

Continua.

Quadro 3.1 – Plano de APPCC (continuação).

PLANO DE APPCC	
Linha de Produção: Ervilha em conserva	Data da emissão: Janeiro 2006

4.2.4 – Solvente de tintas para codificação das embalagens

- Solventes para tintas que serão utilizadas na codificação das latas são regularmente utilizados como parte do processo de produção. A presença deste material no produto acabado deve ser considerada um perigo para o consumidor.

4.3 – Físicos

Não foi identificado nenhum perigo físico para os produtos em estudo.

4.4 – Alergênicos

As matérias-primas usadas na linha de produção de ervilha não contêm produtos primários alergênicos. Considera-se que não existe o potencial de contaminação cruzada por outras linhas e produtos. Então, nenhum perigo alergênico foi identificado para os produtos em estudo.

5 – Análise de Riscos

5.1 – Microbiológicos

5.1.1 – Bactérias Vegetativas Patogênicas – Infecciosas

- Há um **alto risco** destes microrganismos estarem presentes nas matérias-primas. Portanto o tratamento térmico adotado deve garantir a esterilização (mínimo 70°C/2min) para **eliminar o perigo**.

- Há um **alto risco** de apresentação do perigo recontaminação por bactérias vegetativas patogênicas infecciosas depois da esterilização comercial. Todas as operações dos processos de fechamento de embalagem e pós-esterilização devem ser definidas de forma a **eliminar este perigo**.

5.1.2 – Bactérias Vegetativas Patogênicas –Toxigênicas

- Há um **alto risco** do *Staphylococcal aureus* estar presente na matéria prima. As toxinas produzidas por este microrganismo são capazes de sobreviver ao processo de esterilização. Como o microrganismo vai ser controlado pelo processo de esterilização (mínimo 70°C/2min). Pode-se concluir que existem mecanismos capazes de **eliminar este perigo**.

- Há um **alto risco** de apresentação do perigo recontaminação por bactérias vegetativas patogênicas toxigênicas depois da esterilização comercial. Todas as operações dos processos de fechamento de embalagem e pós-esterilização devem ser definidas de forma a **eliminar este perigo**.

Continua.

Quadro 3.1 – Plano de APPCC (continuação).

PLANO DE APPCC	
Linha de Produção: Ervilha em conserva	Data da emissão: Janeiro 2006

5.1.3– Bactérias Esporuladas Patogênicas –Toxigênicas

- Há um **alto risco** de apresentação do perigo bactérias esporuladas patogênicas como o *Clostridium botulinum*, que está presente em matérias-primas. Existe a possibilidade destes microrganismos crescerem e produzirem a toxina em $\text{pH} \geq 4,6$. As toxinas produzidas por estes microrganismos são termolábeis. Portanto, o tempo de processo adotado deve garantir a esterilização comercial para **eliminar o perigo**. Este controle também **elimina os perigos** causados por todas as bactérias esporuladas patogênicas presentes nos produtos *in natura*.

5.1.4– Micotoxinas Produzidas por Fungos

- Muitos bolores podem crescer em plantas de processamento de alimentos e sob certas condições climáticas podem produzir toxinas conhecidas como micotoxinas. Algumas micotoxinas, que não são eliminadas pelo tratamento térmico, podem causar doenças no homem e nos animais. Esse não é um perigo para vegetais desidratados, no caso da ervilha. De acordo com as recomendações do F.D.^a, controle da qualidade dos materiais *in natura* e rejeição de lotes com altos níveis de contaminação por bolores é usado para **eliminar este perigo**. Portanto, considera-se o perigo de contaminação por micotoxinas de **baixo risco**.

5.2 – Químicos

5.2.1 – Produtos de fumigação

- Considerou-se que processo de fumigação é rigidamente controlado de forma a garantir que nenhuma quantidade residual, acima do valor estabelecido pela legislação, seja encontrada nos produtos acabados. Portanto, considerou-se este perigo de **baixo risco**.

5.2.2 – Solvente de tintas para codificação das embalagens

- Considerou-se que os procedimentos de manuseio de solvente, na unidade de produção em estudo, garantem a não contaminação dos produtos acabados por estas substâncias. Portanto, considerou-se este perigo de **baixo risco**.

5.2.3 – Produtos de Limpeza

- Considerou-se que os procedimentos de limpeza, na unidade de produção em estudo, garantem a não contaminação dos produtos acabados por estas substâncias. Portanto, considerou-se este perigo de **baixo risco**.

5.2.4 – Produtos de Desinsetização

- Considerou-se que os procedimentos de desinsetização e procedimentos de higienização, na unidade de produção em estudo, garantem a não contaminação dos produtos acabados por estas substâncias. Portanto, considerou-se este perigo de **baixo risco**.

Continua.

Quadro 3.1 – Plano de APPCC (continuação).

PLANO DE APPCC	
Linha de Produção: Ervilha em conserva	Data da emissão: Janeiro 2006

Sumário da análise de riscos: todos os perigos identificados são controlados e, portanto, não comprometem a saúde do consumidor.

6 – Sumário do Plano de APPCC (*Apêndice III*)

7 – Dados de validação

Os itens estabelecidos no Plano de APPCC foram reavaliados e verificados, através de consulta bibliográfica destacando-se:

GAVA, A. J. **Princípios de Tecnologia de Alimentos**. São Paulo, Editora Nobel, 1984. 284p.

GERMANO, P. M. L. & GERMANO, M. I. S. **Higiene e Vigilância Sanitária dos alimentos**. 2. ed. São Paulo, Editora Varela, 2001. 655p.

INSTITUTO DE TECNOLOGIA DE ALIMENTOS-ITAL. **Alimentos enlatados**: princípios de controle do processo térmico, acidificação e avaliação do fechamento de recipientes. Campinas, 4. ed. 2001. 268p.

SERVIÇO BRASILEIRO DE APOIO ÀS MICRO E PEQUENAS EMPRESAS-SEBRAE, Belo Horizonte. **Como tornar-se um produtor de conservas**. Belo Horizonte, 1996. 63p.

SERVIÇO NACIONAL DE APRENDIZAGEM INDUSTRIAL-SENAI/DN, Brasília. **Elementos de apoio para o sistema APPCC**. Brasília, 1999. 317p. (Série Qualidade e Segurança Alimentar. Projeto APPCC). Convênio CNI/SENAI/SEBRAE (a).

SERVIÇO NACIONAL DE APRENDIZAGEM INDUSTRIAL-SENAI/DN, Brasília. **Guia para elaboração do plano APPCC**: frutas, hortaliças e derivados. Brasília, 1999. 144p. (Série Qualidade e Segurança Alimentar. Projeto APPCC). Convênio CNI/SENAI/SEBRAE (b).

SILVA, J. A. **Tópicos da tecnologia dos alimentos**. São Paulo, Ed. Varela, 2000. 229p.

Observação: nos estudos conduzidos pelas unidades de processamento é necessário a definição de uma equipe multidisciplinar integrada por, no mínimo, representantes das áreas de qualidade, produção, manutenção, engenharia, desenvolvimento de produtos e recursos humanos para validação do Plano de APPCC, que deve proceder a validação com verificação na linha de produção (*on the job*).

Continua.

Quadro 3.1 – Plano de APPCC (continuação).

PLANO DE APPCC	
Linha de Produção: Ervilha em conserva	Data da emissão: Janeiro 2006

Sumário do plano: O Plano de APPCC será utilizado como referência para a modelagem do processo de esterilização térmica em autoclave à batelada de ervilhas em conserva.

8 – Plano de Implementação

Deve-se estabelecer um cronograma de implementação com atividades, responsáveis e prazos para a implementação do estudo na linha de produção. Para o objetivo deste estudo este item não se aplica.

9 – Informações relevantes

Neste item, deve-se citar todas a documentação e fontes utilizadas como referência para a elaboração do plano, tais como:

- Normas e livros técnicos.
- Política de *Recall*.
- Manual de Boas Práticas de Fabricação, Armazenagem e Transporte.
- Manual técnico dos produtos químicos utilizados diretamente na linha de processamento.
- Protocolos de Qualidade.
- Dados e registros do MIP (Manejo Integrado de Pragas).

10 – Plano de verificação

- Deve-se estabelecer um roteiro para a verificação do plano implementado, definindo-se indicadores de desempenho, principalmente no que se refere às medidas e ações para controle dos PCC's, com análise de tendências, verificação das ações corretivas e preventivas adotadas e se este conjunto de medidas tem sido efetivo para garantir a segurança dos consumidores. Define-se a responsabilidade e frequência de se realizar esta verificação de acordo com a realidade de cada empresa. Como exemplo, pode-se adotar uma verificação a cada seis meses, sendo o gestor da qualidade o responsável pela condução da mesma. Preferencialmente a equipe não deve ser formada apenas por membros que são responsáveis diretos pelo Plano de APPCC, proporcionando, desta forma, maior imparcialidade e eficiência da verificação e identificação de eventuais oportunidades de melhoria. Para o objetivo deste estudo este item não se aplica.

11 – Recomendações

- Nos estudos conduzidos pelas unidades de processamento este item deve registrar todas as sugestões e questões relevantes para a produção e o negócio como um todo, levantadas durante os trabalhos, mas que não faziam parte do escopo do estudo de APPCC. Para o objetivo deste estudo este item não se aplica.

3.6 Comentários sobre o Plano de APPCC proposto

O Plano de Análise de Perigos e Pontos Críticos de Controle proposto considerou o processamento de ervilhas em conserva, envasadas em recipientes metálicos e esterilizadas em autoclaves fixas, descontínuas, aquecidas por meio de vapor saturado. Identificou-se os Pontos Críticos de Controle (PCC) atribuídos ao tratamento térmico de ervilhas em conservas, definindo-se os parâmetros ideais para operação do processo. O estudo realizado mostrou também que a letalidade microbiológica do processo pode ser definida como função objetivo monitorada para propósito de controle, mostrando-se adequada para a garantia da segurança alimentar do produto. As informações e parâmetros levantados no plano, proporcionaram o desenvolvimento de modelos abrangentes, tanto nos aspectos de segurança, como nos tecnológicos e de qualidade. Conclui-se que a elaboração do Plano de Análise de Perigos e Pontos Críticos de Controle contribuiu significativamente para a determinação dos processos de conservação de alimentos e cumprimento dos objetivos propostos neste trabalho.

CAPÍTULO 4

MODELAGEM DO PROCESSO DE ESTERILIZAÇÃO EM BATELADA

Neste capítulo é apresentado um modelo matemático representativo para o processo de esterilização em autoclave à batelada. O modelo matemático descreve a transferência de calor no interior de grãos de ervilha, o comportamento térmico da lata com salmoura e de uma autoclave à batelada durante um processo de esterilização. O modelo prevê também a possibilidade de determinação da letalidade microbiológica associada a este processo de conservação.

As seções 4.1.1 e 4.1.2 apresentam um estudo sobre as propriedades físico-químicas da ervilha e da salmoura, respectivamente. Na sequência, são apresentados os modelos da transferência de calor na ervilha (seção 4.2), na lata (seção 4.4), no sistema de esterilização (seção 4.5) e o modelo de letalidade do processo (seção 4.3).

4.1 Propriedades Físico-Químicas da Ervilha em Conserva

As propriedades físico-químicas da ervilha (densidade, calor específico, condutividade térmica e difusividade térmica) foram avaliadas em função da temperatura e composição do produto.

4.1.1 Estimativa das Propriedades da Ervilha

A Tabela 4.1 apresenta a composição centesimal para os grãos de ervilha, compostos em sua maior parte por água e carboidratos disponíveis (excluindo as fibras). Os principais componentes da ervilha são: proteína, lipídio, carboidrato, fibras, cinzas e água.

As propriedades térmicas da ervilha foram calculadas a partir dos modelos propostos por Choi e Okos (1986), conforme descrito a seguir.

Tabela 4.1 – Composição da ervilha cozida (adaptado de UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO – USP, 2005)

Composição	Unidade	Valor por 100g
Água	g	67,69
Proteínas	g	9,43
Lipídios totais	g	0,51
Carboidratos disponíveis	g	16,28
Cinzas	g	0,84
Fibra alimentar total	g	5,25

4.1.1.1. Estimativa da Densidade da Ervilha

A densidade da ervilha foi determinada utilizando-se correlações para cada componente, em função da temperatura (CHOI; OKOS, 1986).

$$\rho_{s_{\text{proteína}}} = 1,3299 \times 10^3 - 5,1840 \times 10^{-1} T \quad (4.1)$$

$$\rho_{s_{\text{lipídio}}} = 9,2559 \times 10^2 - 4,1757 \times 10^{-1} T \quad (4.2)$$

$$\rho_{s_{\text{carboidrato}}} = 1,5991 \times 10^3 - 3,1046 \times 10^{-1} T \quad (4.3)$$

$$\rho_{s_{\text{fibra}}} = 1,3115 \times 10^3 - 3,6589 \times 10^{-1} T \quad (4.4)$$

$$\rho_{s_{\text{cinzas}}} = 2,4238 \times 10^3 - 2,8063 \times 10^{-1} T \quad (4.5)$$

$$\rho_{s_{\text{água}}} = 9,9718 \times 10^2 + 3,1439 \times 10^{-3} T - 3,7574 \times 10^{-3} T^2 \quad (4.6)$$

A densidade do grão (ρ_s) é determinada em função da fração mássica (X_n^w) de cada componente (n), conforme:

$$\rho_s = \frac{1}{\sum (X_n^w / \rho_{s_n})} \quad (4.7)$$

A Figura 4.1 mostra o comportamento da densidade variando com a temperatura. Observou-se que o valor médio para a faixa de 60-122°C foi 1076,6755 kg/m³. Esse valor é 10% superior ao valor (980 kg/m³) reportado por Fellows (2000), considerando constante para uma faixa de temperatura de 15 a 85°C para o grão de ervilha. A análise do comportamento da densidade da ervilha na faixa de interesse indica que a mesma sofre apenas pequenas variações, e neste estudo, será adotado o seu valor médio.

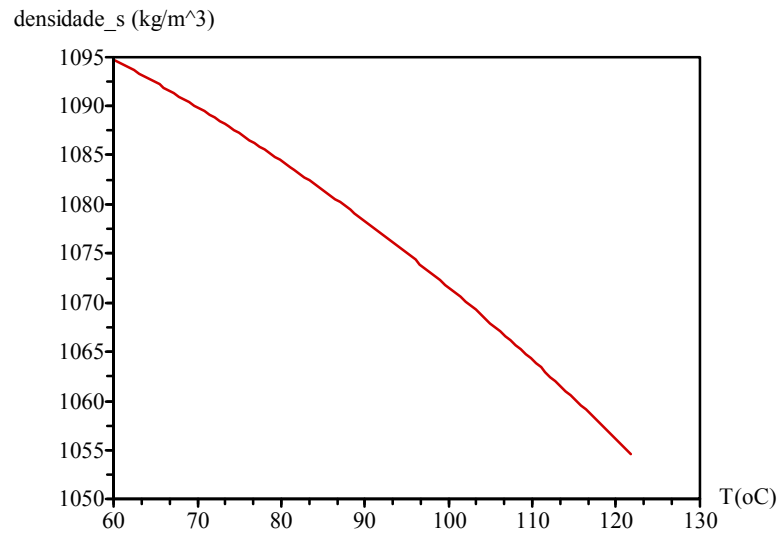


Figura 4.1 – Perfil da densidade da ervilha em função da temperatura.

4.1.1.2 Estimativa do Calor Específico da Ervilha

A partir dos modelos matemáticos propostos abaixo, determinou-se o calor específico da ervilha, por componente, em função da temperatura (CHOI; OKOS, 1986).

$$c_{p_{\text{proteína}}} = 2,0082 + 1,2089 \times 10^{-3} T - 1,3129 \times 10^{-6} T^2 \quad (4.8)$$

$$c_{p_{\text{lipídios}}} = 1,9842 + 1,4733 \times 10^{-3} T - 4,8008 \times 10^{-6} T^2 \quad (4.9)$$

$$c_{p_{\text{carboidratos}}} = 1,5488 + 1,9625 \times 10^{-3} T - 5,9399 \times 10^{-6} T^2 \quad (4.10)$$

$$c_{p_{\text{fibra}}} = 1,8459 + 1,8306 \times 10^{-3} T - 4,6509 \times 10^{-6} T^2 \quad (4.11)$$

$$c_{p_{\text{cinzas}}} = 1,0926 + 1,8896 \times 10^{-3} T - 3,6817 \times 10^{-6} T^2 \quad (4.12)$$

$$c_{p_{\text{água}}} = 4,1762 - 9,0864 \times 10^{-5} T + 5,4731 \times 10^{-4} T^2 \quad (4.13)$$

O calor específico da ervilha é determinada em função da fração mássica de cada componente conforme a Eq.(4.14):

$$c_{p_s} = \sum (c_{p_n} X_n^w) \quad (4.14)$$

A Figura 4.2 apresenta o comportamento do calor específico variando com a temperatura. Observa-se que o valor médio encontrado foi 3,4492 kJ/kg °C, sendo 4,5%

maior do que o valor 3,300 kJ/kg °C, reportado por Fellows (2000), valor este apresentado para uma faixa de temperatura de 15 a 85 °C, para o grão de ervilha. Verificou-se, também, que o calor específico da ervilha sofre pequenas variações, na faixa de interesse e, neste estudo, será considerado um valor médio.

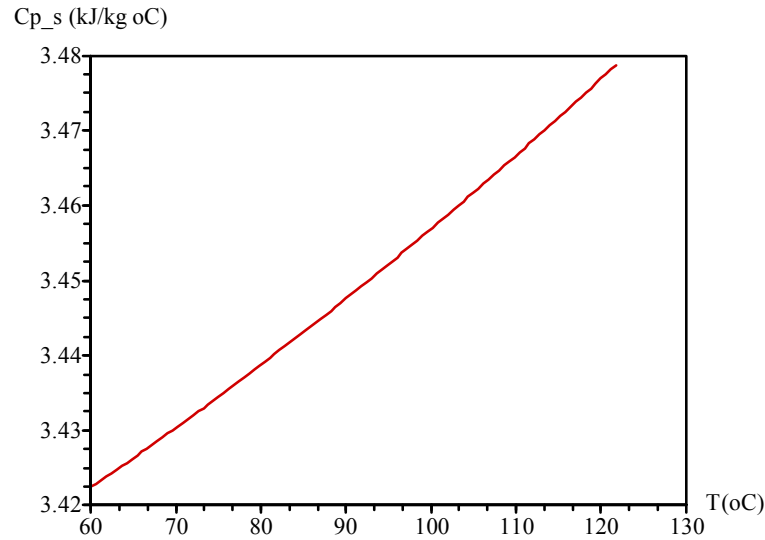


Figura 4.2 – Perfil do calor específico da ervilha em função da temperatura.

4.1.1.3 Estimativa da Condutividade Térmica da Ervilha

A partir dos modelos matemáticos propostos abaixo, determinou-se a condutividade térmica da ervilha, por componente, em função da temperatura (CHOI; OKOS, 1986).

$$k_{s_{proteina}} = 1,7881 \times 10^{-1} + 1,1958 \times 10^{-3} T - 2,7178 \times 10^{-6} T^2 \quad (4.15)$$

$$k_{s_{lipidio}} = 1,8071 \times 10^{-1} - 2,760 \times 10^{-3} T - 1,7749 \times 10^{-7} T^2 \quad (4.16)$$

$$k_{s_{carboidrato}} = 2,0141 \times 10^{-1} + 1,3874 \times 10^{-3} T - 4,3312 \times 10^{-6} T^2 \quad (4.17)$$

$$k_{s_{fibra}} = 1,8331 \times 10^{-1} + 1,2497 \times 10^{-3} T - 3,1683 \times 10^{-6} T^2 \quad (4.18)$$

$$k_{s_{cinzas}} = 3,2962 \times 10^{-1} + 1,4011 \times 10^{-3} T - 2,9069 \times 10^{-6} T^2 \quad (4.19)$$

$$k_{s_{água}} = 5,7109 \times 10^{-1} + 1,7625 \times 10^{-3} T - 6,7036 \times 10^{-6} T^2 \quad (4.20)$$

A condutividade térmica pode ser calculada em função da fração volumétrica de cada componente, conforme:

$$k_s = \sum k_{s_n} X_n^V \quad (4.21)$$

sendo:

$$X_n^V = \frac{X_n^W}{\rho_n \sum (X_n^W / \rho_n)} \quad (4.22)$$

A Figura 4.3 mostra o comportamento da condutividade térmica variando com a temperatura.

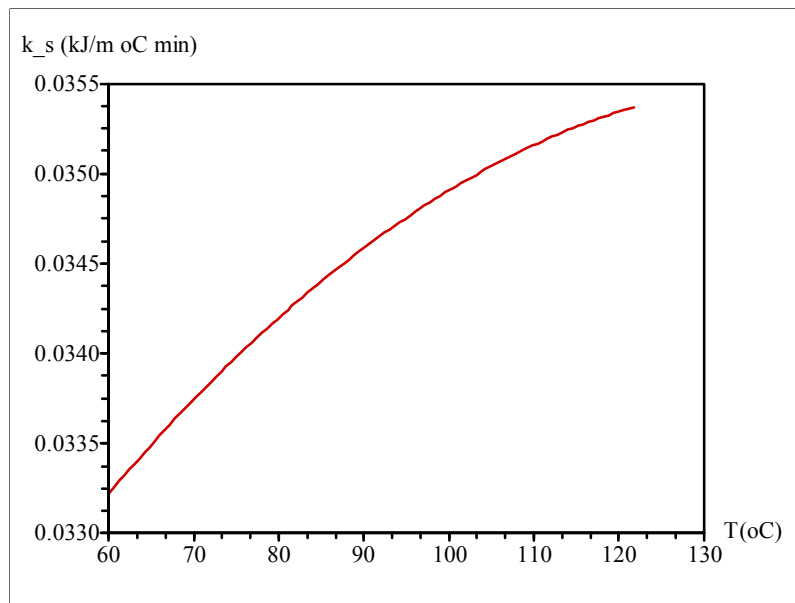


Figura 4.3 – Perfil da condutividade térmica da ervilha em função da temperatura.

Observa-se, na Figura 4.3, que o valor médio encontrado é dado por 0,0345 kJ/m °C min, aproximando-se do valor encontrado na literatura (3,6% maior) por Akterian e Fikiin (1994), Akterian (1999), Akterian *et al.* (1998) (igual a 0,0333 kJ/m °C min, valor considerado constante para uma faixa de temperatura de 25 a 130°C para purê de ervilha) e (64% maior) que o valor reportado por Fellows (2000) (0,021 kJ/m °C min, valor considerado constante para uma faixa de temperatura de 25 a 130°C para grão de ervilha). Verificou-se, também, que a condutividade térmica da ervilha sofre pequenas variações, na faixa de interesse e, neste estudo, será considerado um valor médio.

4.1.1.4 Estimativa da Difusividade Térmica da Ervilha

A partir dos modelos matemáticos abaixo, determinou-se a difusividade térmica da ervilha, por componente, em função da temperatura (CHOI; OKOS, 1986).

$$\alpha_{s_{\text{proteína}}} = 6,8714 \times 10^{-8} + 4,7578 \times 10^{-10} T - 1,4646 \times 10^{-12} T^2 \quad (4.23)$$

$$\alpha_{s_{\text{lipídios}}} = 9,8777 \times 10^{-8} - 1,2569 \times 10^{-10} T - 3,8286 \times 10^{-14} T^2 \quad (4.24)$$

$$\alpha_{s_{\text{carboidrato}}} = 8,0842 \times 10^{-8} + 5,3052 \times 10^{-10} T - 2,3218 \times 10^{-12} T^2 \quad (4.25)$$

$$\alpha_{s_{\text{fibra}}} = 7,3976 \times 10^{-2} + 5,1902 \times 10^{-4} T - 2,2202 \times 10^{-6} T^2 \quad (4.26)$$

$$\alpha_{s_{\text{cinza}}} = 1,2461 \times 10^{-7} + 3,7321 \times 10^{-10} T - 1,2244 \times 10^{-12} T^2 \quad (4.27)$$

$$\alpha_{s_{\text{água}}} = 1,3168 \times 10^{-7} + 6,2477 \times 10^{-10} T - 2,4022 \times 10^{-12} T^2 \quad (4.28)$$

A difusividade térmica em função da fração volumétrica de cada componente é dada por:

$$\alpha_s = \sum \alpha_{s_n} X_n^V \quad (4.29)$$

A análise do valor estimado pela Equação (4.29) pode ser feita com resultados obtidos a partir da Equação (4.30). A difusividade térmica, calculada a partir da Equação (4.29), apresentou um valor médio de $9,1412 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{min}$ e quando calculada a partir da Equação (4.30), baseada nas correlações investigadas, apresentou um valor de $9,00852 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{min}$. Pode-se observar que as duas equações geraram resultados semelhantes, cujos valores estão próximos ao valor encontrado na literatura (2,9% maior e 1,4% maior, respectivamente) por Akterian e Fikiin (1994), Akterian (1999), Akterian *et al.* (1998) ($8,88 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{min}$, para purê de ervilha em uma faixa de temperatura entre 25 e 130°C).

$$\alpha_s = \frac{k_s}{\rho_s c_{p_s}} \quad (4.30)$$

A Figura 4.4 mostra o comportamento da difusividade térmica variando com a temperatura. Verificou-se, também, que a difusividade térmica da ervilha sofre pequenas variações, na faixa de interesse e, neste estudo, será considerado um valor médio.

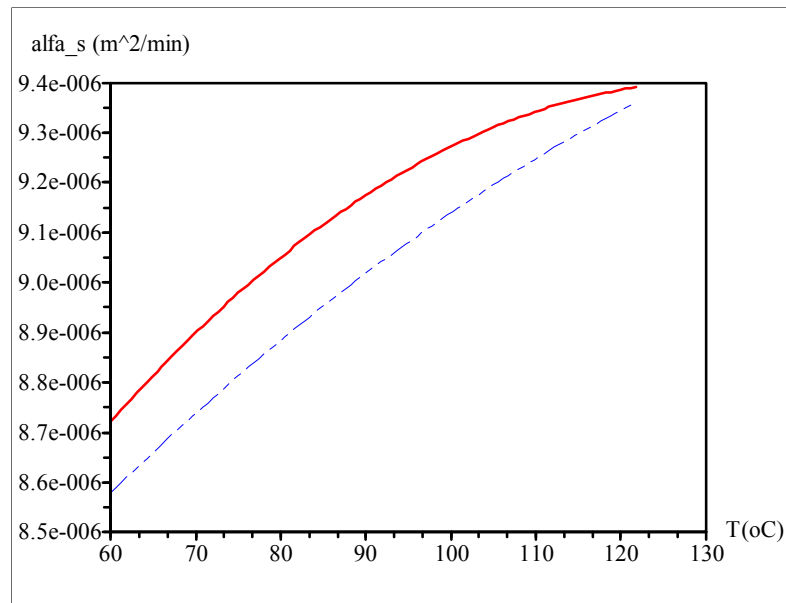


Figura 4.4 – Perfil da difusividade térmica da ervilha em função da temperatura, sendo o perfil (---) gerado pela Equação (4.29) e o perfil (—) gerado pela Equação (4.30).

4.1.2 Estimativa das Propriedades da Salmoura

O produto ervilha em conserva é apresentado em recipientes contendo grãos de ervilha dispersos em salmoura.

Os parâmetros do produto e do processo adotados para a estimativa das propriedades térmicas da salmoura, foram:

Dimensões da lata cilíndrica:

- ✓ Altura: 0,0841 m;
- ✓ Raio: 0,0363 m;
- ✓ Volume: $3,48 \times 10^{-6} \text{ m}^3$.

Parâmetros do processo:

- ✓ Coeficiente de troca térmica, por convecção natural, entre a superfície da lata e o meio de aquecimento $h_{\text{LRET}} = 50 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$;
- ✓ Temperatura inicial da salmoura (fluido): $T_{0f} = 60 \text{ } ^\circ\text{C}$;
- ✓ Temperatura de esterilização: $T_{\text{RET}} = 122 \text{ } ^\circ\text{C}$.

A salmoura é formulada a partir de água potável adicionada de sal (cloreto de sódio) e açúcar. Neste estudo, considerou-se uma salmoura contendo 2% de sal e 3% de açúcar, que correspondem a valores amplamente utilizados na indústria (SERVIÇO BRASILEIRO DE APOIO ÀS MICRO E PEQUENAS EMPRESAS – SEBRAE, 1996). A temperatura inicial da salmoura adicionada aos vegetais em conserva tem, geralmente, valores entre 80 e 90°C. Com o objetivo de englobar as condições críticas de processamento, adotou-se o valor de 60°C para a temperatura inicial da salmoura, esta condição que pode ocorrer devido a falhas no aquecimento da salmoura e/ou a um tempo excessivo de espera das latas envasadas, antes de ser dado início ao processo de esterilização, o que levaria a uma redução na temperatura da salmoura.

Como a salmoura é composta por 95% de água, os parâmetros termo-físicos da salmoura foram estimados considerando apenas este componente. As propriedades térmicas da salmoura foram calculadas a partir dos modelos propostos por Choi e Okos (1986).

4.1.2.1 Estimativa da Densidade da Salmoura

A densidade da salmoura, em função da temperatura, é estimada com a Equação (4.31) (CHOI; OKOS, 1986).

$$\rho_f = 9,9718 \times 10^2 + 3,1439 \times 10^{-3} T - 3,7574 \times 10^{-3} T^2 \quad (4.31)$$

A Figura 4.5 mostra o comportamento da densidade da salmoura variando com a temperatura. A densidade média encontrada foi de 965,2 kg/m³. Fellows (2000) apresenta o valor de 1000 kg/m³ para a densidade da água a 0°C. Nesta temperatura, a Equação 4.27 forneceu o valor de 997,18 kg/m³, menor que o definido na literatura em apenas 0,28%. Logo, pode-se concluir que a equação supracitada mostrou-se adequada para estimar a variação da densidade do fluido em função da temperatura. Verificou-se, também, que a densidade da salmoura sofre pequenas variações, na faixa de interesse e, neste estudo, será considerado um valor médio.

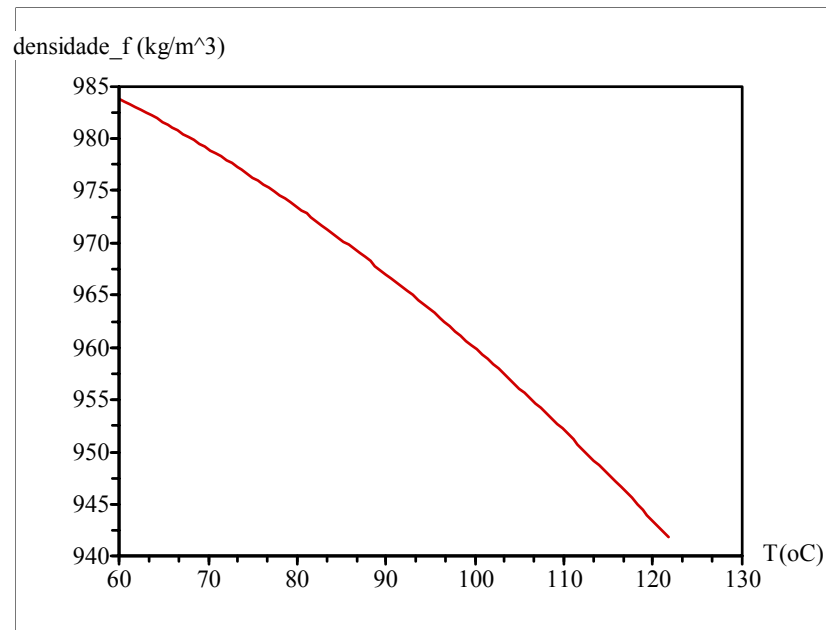


Figura 4.5 – Perfil da densidade da salmoura em função da temperatura.

4.1.2.2 Estimativa do Calor Específico da Salmoura

O calor específico da salmoura, em função da temperatura, é estimado com a Equação (4.32) (CHOI; OKOS, 1986).

$$c_{p_f} = 4,1762 - 9,0864 \times 10^{-5} T + 5,4731 \times 10^{-4} T^2 \quad (4.32)$$

A Figura 4.6 mostra o comportamento do calor específico da salmoura variando com a temperatura. Observa-se que o valor médio foi de 4,2149 kJ/kg $^{\circ}\text{C}$.

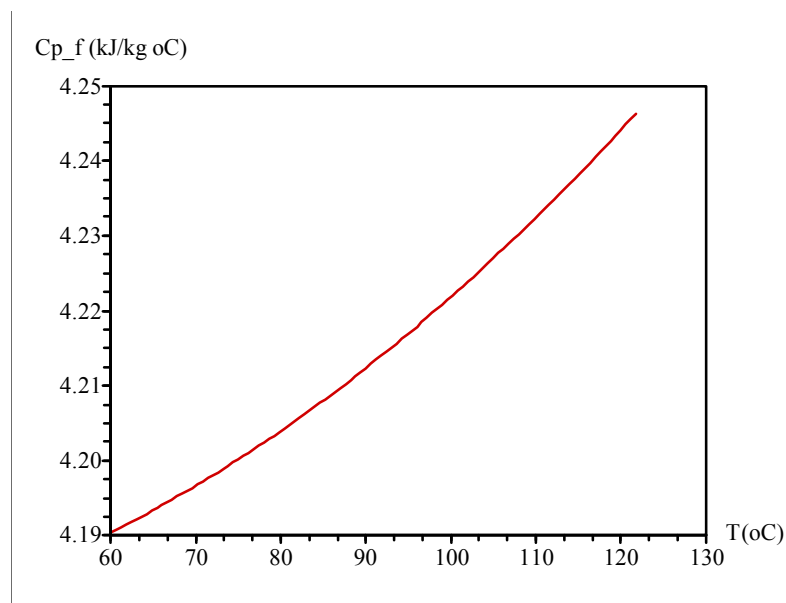


Figura 4.6 – Perfil do calor específico da salmoura em função da temperatura.

Lewis (1996) reportou o valor de 4,18 kJ/kg °C, para o calor específico da água a 15°C. Nesta temperatura, a Equação (4.32), forneceu o valor de 4,1762 kJ/kg °C, menor que o definido pela literatura em apenas 0,09%. Logo, pode-se concluir que a equação supracitada mostrou-se adequada para estimar a variação do calor específico em função da temperatura. Verificou-se, também, que o calor específico da salmoura sofre pequenas variações, na faixa de interesse e, neste estudo, será considerado um valor médio.

4.1.2.3 Estimativa da Condutividade Térmica da Salmoura

A condutividade térmica da salmoura, em função da temperatura, é estimada pela Equação (4.33) (CHOI; OKOS, 1986).

$$k_f = 5,7109 \times 10^{-1} + 1,7625 \times 10^{-3} T - 6,7036 \times 10^{-6} T^2 \quad (4.33)$$

A Figura 4.7 mostra o comportamento da condutividade térmica da salmoura variando com a temperatura. Observou-se um valor médio de 0,0404 kJ/m °C min. Fellows (2000) apresentou o valor de 0,0342 kJ/m °C min para uma temperatura de 0°C, nesta temperatura a Equação (4.33), forneceu o valor de 0,0307 kJ/m °C min, menor que o definido pela literatura em 10%.

Diante dos resultados, conclui-se que os resultados da equação supracitada mostraram-se adequados para estimar a variação da condutividade térmica como função da temperatura. Verificou-se, também, que a condutividade térmica da salmoura sofre pequenas variações, na faixa de interesse e, neste estudo, será considerado um valor médio.

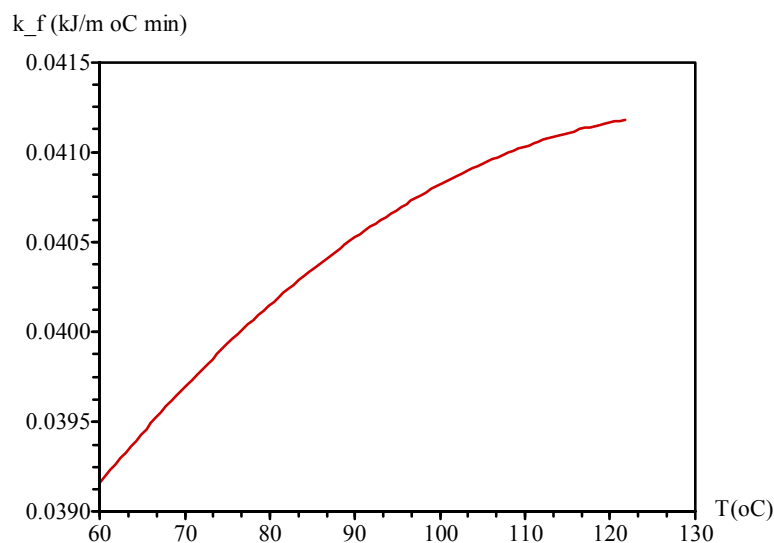


Figura 4.7 – Perfil da condutividade térmica da salmoura em função da temperatura.

4.1.2.4 Estimativa da Difusividade Térmica da Salmoura

A difusividade térmica da salmoura, em função da temperatura, é estimada pela Equação (4.34) (CHOI; OKOS, 1986).

$$\alpha_f = 1,3168 \times 10^{-7} + 6,2477 \times 10^{-10} T - 2,4022 \times 10^{-12} T^2 \quad (4.34)$$

Comparando-se o valor encontrado para a Equação (4.34), com o valor obtido a partir da Equação (4.35). A difusividade térmica, calculada a partir da Equação (4.34), apresentou um valor médio de $1,0071 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{min}$ e quando calculada a partir da Equação (4.35), apresentou um valor de $9,939 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{min}$. Como as duas equações geraram resultados semelhantes e em concordância com a literatura, pode-se concluir que as Equações (4.34) e (4.35) mostraram-se adequadas para estimar a variação da condutividade térmica em função da temperatura.

$$\alpha_f = \frac{k_f}{\rho_f c_{p_f}} \quad (4.35)$$

A Figura 4.8 apresenta o comportamento da difusividade térmica variando com a temperatura. Verificou-se, também, que a difusividade térmica da salmoura sofre pequenas variações, na faixa de interesse e, neste estudo, será considerado um valor médio.

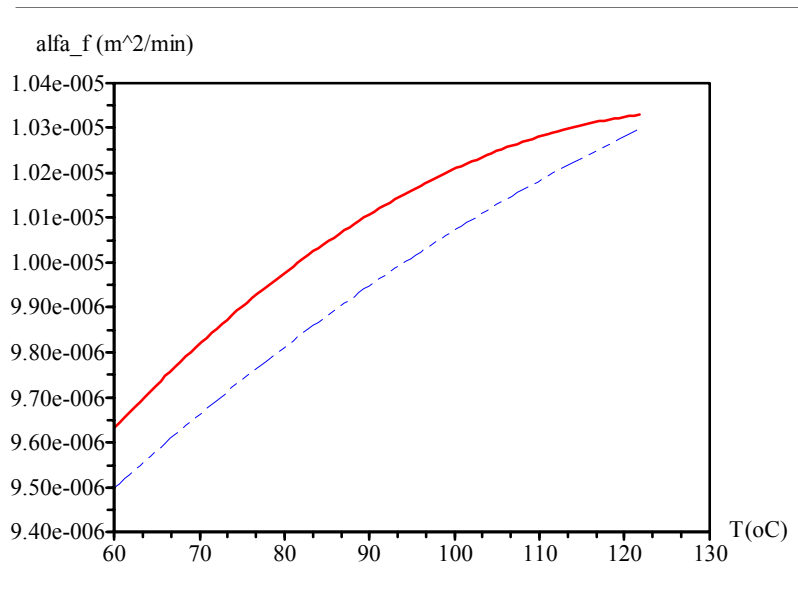


Figura 4.8 – Perfil da difusividade térmica da salmoura em função da temperatura, sendo o perfil (---) gerado pela Equação (4.34) e o perfil (—) gerado pela Equação (4.35).

A Tabela 4.2 apresenta os valores médios das propriedades físico-químicas da ervilha e salmoura utilizados para as simulações desse trabalho.

Tabela 4.2 – Propriedades físico-químicas médias para ervilha e salmoura.

Propriedade	Ervilha	Salmoura	Unidade
Densidade	$\rho_s = 1076,68$	$\rho_f = 965,20$	kg/m ³
Calor específico	$c_{p_s} = 3,4492$	$c_{p_f} = 4,1762$	kJ/kg°C
Condutividade térmica	$k_s = 0,0345$	$k_f = 0,0404$	kJ/m°C min
Difusividade térmica	$\alpha_s = 9,1412 \times 10^{-6}$	$\alpha_f = 1,0071 \times 10^{-5}$	m ² /min

4.2 Modelo Matemático da Transferência de Calor no Grão de Ervilha

Um aspecto importante na determinação do ponto frio é a presença de convecção natural no interior da lata e de espaço vazio (*head space*). Essas características levam ao deslocamento do ponto frio do centro da lata na direção do fundo da mesma, em geral, sobre o eixo axial desta. Alguns estudos indicam que o ponto frio não se mantém fixo e segue uma trajetória que vai da região localizada entre $0 < r < R_L$ e $0 < z < Z_L/5$ (JIMENÉZ-ISLAS *et al.*, 2005). As latas de conserva possuem um espaço vazio (*head space*), ou seja, ar sobre a superfície do fluido. Esse fato pode levar a dois efeitos: quando a água ou a salmoura é aquecida dentro da lata, o espaço vazio sobre ela pode rapidamente tornar-se saturado e fornecer elevadas taxas de transferência de calor, como se fosse preenchido com vapor em condensação. De outra forma, para fluidos de elevada viscosidade, o espaço pode não tornar-se completamente saturado e, assim, ocorrer uma redução na taxa de transferência de calor, sugerindo que a camada com ar atue com ação de isolador térmico parcial. Nesses casos, a convecção natural dentro da lata pode levar à ocorrência de gradientes de temperatura superiores a 10°C, dependendo do fluido, do espaço e das características do processo. Um outro aspecto importante refere-se à distribuição das latas dentro dos cestos de autoclavagem, que é feita em camadas intermediárias, com uma lata de altura, separadas por telas perfuradas para um sistema de esterilização em autoclaves operando em batelada. Nessas condições, as extremidades (fundo e tampa da lata) não recebem calor em igual proporção que suas laterais, ocasionando uma diferença de temperatura que acentua o movimento convectivo natural do fluido dentro da lata, deslocando o ponto frio da lata de seu centro geométrico para mais próximo de seu fundo e não mais em seu eixo de simetria.

No caso de vegetais ou grãos em conserva, existe ainda o fator complicador do fluido não ser puro, e sim com grãos ou pedaços de vegetais com distribuição de tamanho não conhecida e geometrias e dimensões não uniformes. Nesse caso, o fenômeno de transferência de calor em meio heterogêneo deve considerar as partículas.

A esterilização de fluidos com partículas apresenta várias dificuldades advindas de interações complexas partícula-partícula, propriedades reológicas complexas do fluido e interação fluido-partícula. Além disso, para se estudar o tratamento térmico de alimentos, dados como coeficientes de transferência de calor entre fluido e partículas são necessários. Embora existam correlações na literatura para coeficientes de transferência de calor (CHOI; OKOS, 1986) a precisão desses modelos para alimentos é questionável, podendo acarretar o subprocessamento (comprometimento da segurança e qualidade do produto) ou sobreprocessamento (comprometimento da qualidade nutricional e sensorial do produto, além de demandar maiores custos).

Inicialmente, é apresentado o modelo apenas representando a troca térmica entre um grão de ervilha e a salmoura, não contabilizando a transferência de calor entre a salmoura e a autoclave nem a quantidade de ervilhas presentes numa unidade de esterilização.

A equação para a Condução de Calor em Sólidos é dada por:

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = -\nabla q \quad (4.36)$$

Akterian (1999) incorporou à Equação (4.36) um fator de forma s para abranger produtos que apresentam geometria simétrica, gerando a Equação (4.37).

As hipóteses simplificadoras adotadas para a definição deste modelo foram:

- Transferência de calor unidimensional;
- Propriedades físicas constantes;
- Único mecanismo de transporte é por condução com validade da Lei de Fourier.

Assim, a equação para o modelo de transferência de calor em um grão é dada por:

$$\frac{\partial T_s(t, r_s)}{\partial t} = \alpha_s \left[\frac{\partial^2 T_s}{\partial r_s^2} + \frac{s}{r_s} \frac{\partial T_s}{\partial r_s} \right] \quad (4.37)$$

sendo:

$$\alpha_s = \frac{k_s}{\rho_s c_{p_s}} \quad (4.38)$$

Como os grãos são em geral não esféricos, pode-se usar uma reinterpretação do raio R conforme sugerido por Bird *et al.* (1960) para partículas catalíticas não esféricas. Para uma esfera de raio R , a razão entre o volume e a área superficial é $R/3$. Desta forma, para partículas não esféricas, R pode ser redefinido como:

$$R_{\text{nao esférico}} = 3 \left(\frac{V_p}{S_p} \right) \quad (4.39)$$

Sendo V_p e S_p , volume e área superficial da partícula, respectivamente. Consideração esta que pode ser adotada para a aplicação da Equação (4.37) para alimentos cujas partículas não são esferas perfeitas. Outra aproximação que pode ser utilizada é a modificação do fator geométrico G para valores fracionários.

Condição inicial:

- $t = 0$

$$T_s = T_{0s} \quad (4.40)$$

para $\forall r_s$

Condições de contorno:

- $r_s = 0$ (no centro do grão)

$$\left. \frac{\partial T_s(t, r_s)}{\partial r_s} \right|_{r_s=0} = 0 \quad (4.41)$$

para $\forall t$

- $r_s = R_s$ (na superfície do grão)

$$\left. \frac{\partial T_s(t, r_s)}{\partial r_s} \right|_{r_s=R_s} = -\frac{h_{sf}}{k_s} (T_s|_{r_s=R_s} - T_f) \quad (4.42)$$

para $\forall t$

A Equação (4.42) descreve a condição de contorno do terceiro tipo (condição de contorno tipo Robin), com a superfície de convecção (superfície da partícula - grão) e a Equação (4.41), descreve a condição de contorno na linha de simetria, ponto frio (no centro do grão).

Para a resolução desse modelo, é conveniente a adimensionalização. Sejam os números adimensionais dados por:

$$\theta_s = \frac{T_s}{T_{0s}} \quad (4.43)$$

$$\theta_f = \frac{T_f}{T_{0f}} \quad (4.44)$$

$$x_s = \frac{r_s}{R_s} \quad (4.45)$$

$$\tau = \frac{t}{t_c} \quad (4.46)$$

A equação na forma adimensional é dada por:

$$\frac{\partial \theta_s(\tau, x_s)}{\partial \tau} = \frac{\alpha_s t_c}{R_s^2} \left[\frac{\partial^2 \theta_s(\tau, x_s)}{\partial x_s^2} + \frac{s}{x_s} \frac{\partial \theta_s(\tau, x_s)}{\partial x_s} \right] \quad (4.47)$$

Os parâmetros do produto e do processo considerados para a estimativa das propriedades térmicas da ervilha, foram:

Dimensões do grão:

- ✓ Raio: $R_s = 0,003 \text{ m}$.

Parâmetros do processo:

- ✓ Coeficiente de troca térmica, por convecção natural, entre a superfície do grão e a salmoura: $h_{sf} = 1 \text{ a } 5 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$;
- ✓ Temperatura inicial do grão: $T_{0s} = 60 \text{ } ^\circ\text{C}$;
- ✓ Temperatura do meio (salmoura) em contato com o grão: $T_{0f} = 60 \text{ } ^\circ\text{C}$;
- ✓ Temperatura de esterilização: $T_f = 122 \text{ } ^\circ\text{C}$.

Apresenta-se, a seguir, o detalhamento da resolução do modelo. Para a solução dessa equação, utilizou-se o método das linhas (DAVIS, 1984) acoplado ao método de colocação ortogonal unidimensional (VILLADSEN; MICHELSEN, 1978). Nesse caso, a variável dependente é discretizada conforme $\theta_s(\tau, x_s) \rightarrow \theta_{s_j}(\tau)$, e tem-se:

- Primeira derivada:

$$\left. \frac{\partial \theta_s(\tau, x_s)}{\partial x_s} \right|_j \approx \sum_{i=0}^{N+1} A_{j,i} \theta_{s_i}(\tau) \quad (4.48)$$

- Segunda derivada:

$$\left. \frac{\partial^2 \theta_s(\tau, x_s)}{\partial x_s^2} \right|_j \approx \sum_{i=0}^{N+1} B_{j,i} \theta_{s_i}(\tau) \quad (4.49)$$

Onde $A_{j,i}$ e $B_{j,i}$ representam os elementos das matrizes das primeiras e segundas derivadas de polinômios interpoladores de Lagrange nos pontos de colocação. Substituindo as aproximações na Equação(4.47), tem-se:

$$\frac{d\theta_{s_j}(\tau)}{d\tau} = \beta_s \left[\sum_{i=0}^{N+1} B_{j,i} \theta_{s_i} + \frac{s}{x_{s_j}} \sum_{i=0}^{N+1} A_{j,i} \theta_{s_i} \right] \quad (4.50)$$

Sendo:

$$\beta_s = \frac{\alpha_s t_c}{R_s^2} \quad (4.51)$$

Isolando os termos em $j = 0$ e $j = N+1$, chega-se à Equação (4.52) descrita abaixo:

$$\frac{d\theta_{s_j}(\tau)}{d\tau} = \beta_s \left[\sum_{i=1}^N \left(B_{j,i} + \frac{s}{x_{s_j}} A_{j,i} \right) \theta_{s_i} + \left(B_{j,0} + \frac{s}{x_{s_j}} A_{j,0} \right) \theta_0 + \left(B_{j,N+1} + \frac{s}{x_{s_j}} A_{j,N+1} \right) \theta_{s_{N+1}} \right] \quad (4.52)$$

para $j = 1, \dots, N$

A condição de contorno na forma adimensional em $x = 0$ (no centro do grão) é dada por:

$$\left. \frac{\partial \theta_s(\tau)}{\partial x_s} \right|_{x_s=0} = 0 \quad (4.53)$$

para $x_s = 0$ e $\forall \tau$, assim, discretizando-se chega-se a:

$$\frac{\partial \theta_{s_0}(\tau)}{\partial x_s} = \sum_{i=0}^{N+1} A_{0,i} \theta_{s_i} = 0 \quad (4.54)$$

para $j = 0$

Retirando os termos em $i = N+1$ e $i = 0$ do somatório, tem-se:

$$\theta_{s_0} = \left(-\frac{1}{A_{0,0}} \right) \left(A_{0,N+1} \theta_{s_{N+1}} + \sum_{i=1}^N A_{0,i} \theta_{s_i} \right) \quad (4.55)$$

A condição de contorno na forma adimensional em $x_s = 1$ (na superfície do grão) é dada por:

$$\left. \frac{\partial \theta_s(\tau)}{\partial x_s} \right|_{x_s=1} = -\frac{R_s h_{sf}}{k_s} (\theta_s|_{x_s=1} - \theta_f) \quad (4.56)$$

para $x_s = 1$, $\forall \tau$.

Definindo o adimensional conhecido como Número de Biot (Bi):

$$Bi = \frac{R_s h_s}{k_s} \quad (4.57)$$

Então:

$$\frac{\partial \theta_{s_{N+1}}(\tau)}{\partial x_s} = \sum_{i=0}^{N+1} A_{N+1,i} \theta_{s_i} = -Bi (\theta_{s_{N+1}} - \theta_f) \quad (4.58)$$

para $j = N+1$

Retirando os termos em $i = N+1$ e $i = 0$ do somatório, tem-se:

$$\theta_{s_{N+1}} = \left(\frac{1}{A_{N+1,N+1} + Bi} \right) \left(Bi \theta_f - A_{N+1,0} \theta_{s_0} - \sum_{i=1}^N A_{N+1,i} \theta_{s_i} \right) \quad (4.59)$$

Substituindo a Equação (4.55) na Equação (4.59), tem-se:

$$\theta_{s_{N+1}} = \frac{1}{Z} \left[\sum_{i=1}^N (A_{N+1,0} A_{0,i} - A_{0,0} A_{N+1,i}) \theta_{s_i} + A_{0,0} Bi \theta_f \right] \quad (4.60)$$

Substituindo a Equação (4.60) na Equação (4.55), tem-se:

$$\theta_{s_0} = \frac{1}{Z} \left[\sum_{i=1}^N (-A_{N+1,N+1} A_{0,i} - Bi A_{0,i} + A_{0,N+1} A_{N+1,i}) \theta_{s_i} - A_{0,N+1} Bi \theta_f \right] \quad (4.61)$$

sendo:

$$Z = A_{0,0} A_{N+1,N+1} + A_{0,0} Bi - A_{N+1,0} A_{0,N+1} \quad (4.62)$$

Substituindo as Equações (4.60) e (4.61) na Equação (4.52), tem-se:

$$\frac{d\theta_s(\tau)_j}{d\tau} = \beta_s \left[\sum_{i=1}^N D_{j,i} \theta_{s_i} + C_j \right] \quad (4.63)$$

$$D_{j,i} = \left(B_{j,i} + \frac{s}{x_{s_j}} A_{j,i} + \frac{1}{Z} \left[\left(B_{j,0} + \frac{s}{x_{s_j}} A_{j,0} \right) (A_{0,N+1} A_{N+1,i} - A_{N+1,N+1} A_{0,i} - Bi A_{0,i}) + \left(B_{j,N+1} + \frac{s}{x_{s_j}} A_{j,N+1} \right) (-A_{0,0} A_{N+1,i} + A_{N+1,0} A_{0,i}) \right] \right) \quad (4.64)$$

$$C_j = \frac{1}{Z} \left[-B_{j,0} A_{0,N+1} + B_{j,N+1} A_{0,0} + \frac{s}{x_{s_j}} (-A_{j,0} A_{0,N+1} + A_{j,N+1} A_{0,0}) \right] Bi \theta_f \quad (4.65)$$

As equações descritas acima foram implementadas no *Scilab*^{TM1} para a simulação do processo de transferência de calor no grão. Com o objetivo de se avaliar o comportamento dentro do grão, adotou-se nessa fase da análise uma trajetória de temperatura especificada para a salmoura dentro da lata e em contato com o grão de ervilha. Realizaram-se simulações

¹ Scilab® é um *software* livre disponível em <http://www.scilab.org>.

para o comportamento térmico da partícula individual, a partir da exploração de uma trajetória de temperatura usual para autoclaves industriais, dada por:

- 1) Aquecimento, $t < 20 \text{ min}$: $T_{\text{RET}} = 3,1t + 60 \text{ (}^{\circ}\text{C)}$;
- 2) Esterilização (*holding*), $20 \leq t < 55 \text{ min}$: $T_{\text{RET}} = 122 \text{ (}^{\circ}\text{C)}$;
- 3) Resfriamento, $55 \leq t \leq 65 \text{ min}$: $T_{\text{RET}} = -5,67t + 405,55 \text{ (}^{\circ}\text{C)}$.

Para se avaliar o efeito da temperatura nas propriedades da ervilha e, por consequência, o efeito no número de Biot (Bi), avaliou-se o comportamento na faixa de interesse de processamento térmico (60 a 122°C).

Da análise do comportamento apresentado na Figura 4.9, verificou-se que o número de Biot na faixa de temperatura de interesse confirma a viabilidade de se utilizar um valor médio para essa propriedade quando operando numa mesma etapa do ciclo de esterilização. O Biot médio encontrado nas condições utilizadas foi de $Bi = 0,4348$, indicativo da característica de transferência de calor de processos desse tipo, ou seja, o controle do processo é externo, com a temperatura do sólido essencialmente isotérmica. Esse fato se altera ligeiramente pela consideração de outros grãos e esquemas distintos de operação da autoclave, mas é o indicativo de que em muitos processos o fato de se projetar o processo de esterilização com base na temperatura da salmoura é uma boa aproximação.

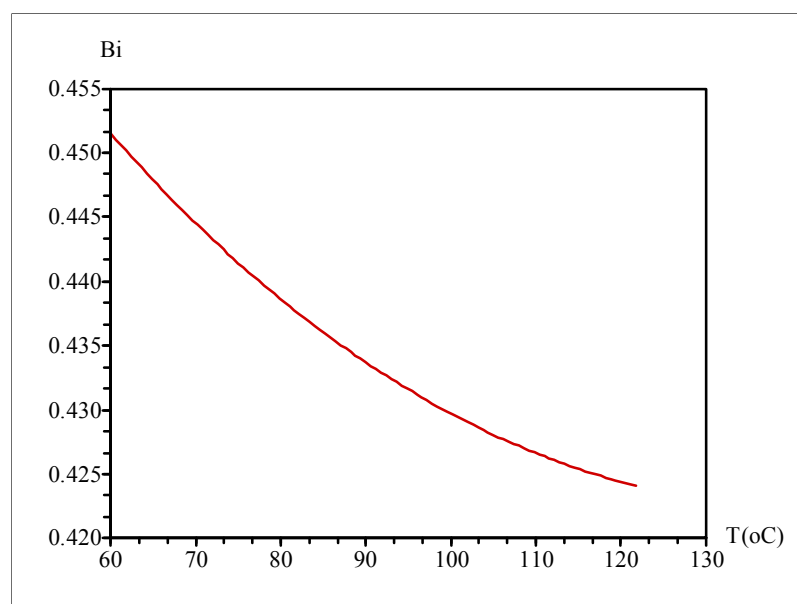


Figura 4.9 – Comportamento do número de Biot para a interface partícula-salmoura.

O valor médio de beta ($\beta_s = \frac{\alpha_s t_c}{R_s^2}$) reúne informações sobre a dimensão do grão e da difusividade (Figura 4.10). Para a faixa de interesse, esse valor médio para a ervilha é de 21,3294, atestando a viabilidade da consideração de se utilizar um valor médio constante para a operação do processo.

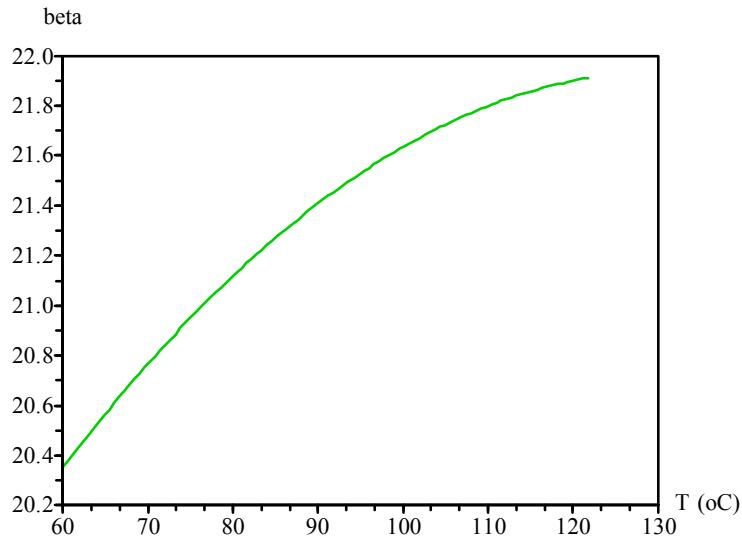


Figura 4.10 – Comportamento do valor de $\beta_s = \frac{\alpha_s t_c}{R_s^2}$ para a partícula de ervilha.

Adotando-se uma trajetória de temperatura para o fluido (salmoura) pode-se simular o comportamento associado ao grão desacoplado dos modelos da lata e autoclave na região de operação do processo. Quando não indicada de forma distinta, as simulações para a partícula utilizaram o polinômio de Jacobi $p_{N+2}^{(\alpha,\beta)} = p_{N+2}^{(1,1)}$, onde N é o numero de pontos de colocação internos ao domínio, sendo, para a partícula (grão de ervilha), representado por N_s .

Esses resultados permitem avaliar as características da esterilização para o grão. Os valores de $h_{sf} = 1 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ e $h_{sf} = 5 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ foram considerados, para se analisar o efeito, no tratamento térmico do grão, do coeficiente convectivo. Os resultados permitem observar que para um valor de $h_{sf} = 1 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ (Figura 4.11), o grão levou mais tempo para atingir a temperatura de esterilização, quando comparado ao tempo gasto considerando o $h_{sf} = 5 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ (Figura 4.12),

comportando-se conforme esperado, já que quanto menor o coeficiente convectivo, maior será a resistência à transferência de calor entre o meio e o grão. A transferência de calor entre o grão de ervilha e a salmoura é função do coeficiente de convecção natural entre a superfície do grão e da salmoura (h_{sf}).

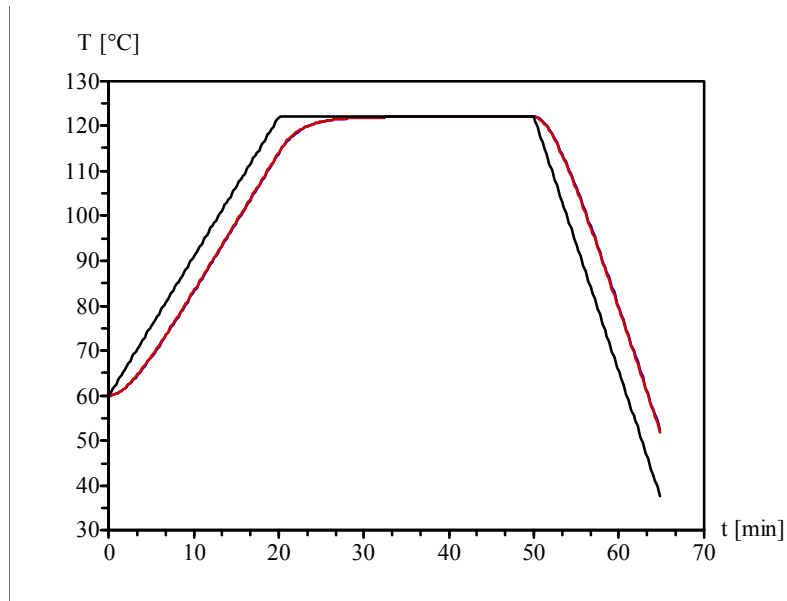


Figura 4.11 – Perfil da temperatura no ponto frio (—) e na superfície do grão (—), que são coincidentes, perfil da temperatura da salmoura (—); sendo $h_{sf} = 1 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ e $N_s = 5$.

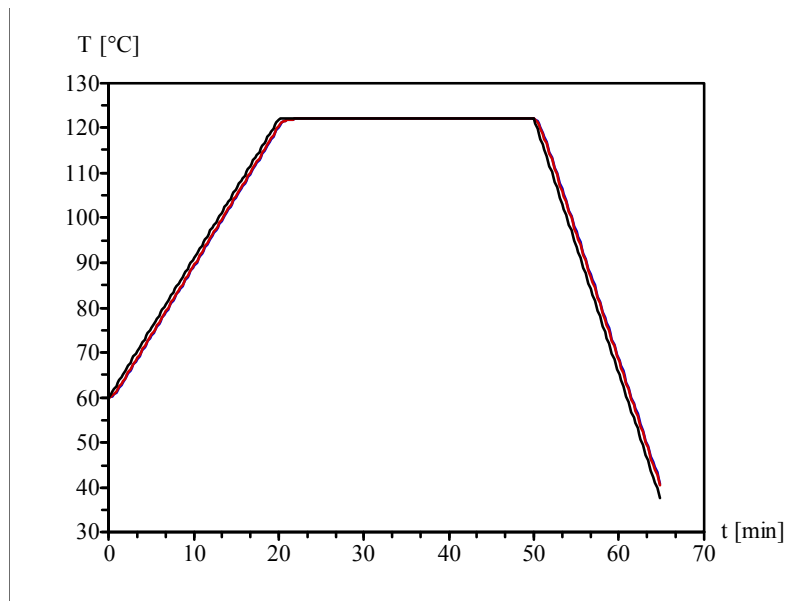


Figura 4.12 – Perfil da temperatura no ponto frio (—) e na superfície do grão (—), que são coincidentes, perfil da temperatura da salmoura (—); sendo $h_{sf} = 5 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ e $N_s = 5$.

4.3 Letalidade do Processo

O valor F expressa o efeito letal de um tratamento térmico em qualquer temperatura T , em função da temperatura de referência, para um valor z definido. A equação para o cálculo da letalidade acumulada do processo é dada por:

$$F = \int_0^t 10^{(T_s(t) - T_{ref})/z} dt \quad (4.66)$$

Sendo que :

F é letalidade (min);

T_s é a temperatura do produto (°C);

T_{ref} é a temperatura de referência (°C);

z é a resistência térmica do microrganismo alvo (°C);

t_0 é o tempo inicial do processo (min);

t_p é o tempo total de processamento (min).

Definindo-se os seguintes adimensionais:

$$\mathbb{F} = \frac{F}{t_c} \quad (4.67)$$

$$\theta_s = \frac{T_s}{T_{0s}} \quad (4.68)$$

$$\theta_{REF} = \frac{T_{ref}}{T_{0s}} \quad (4.69)$$

$$Z = \frac{z}{T_{ref}} \quad (4.70)$$

$$\tau = \frac{t}{t_c} \quad (4.71)$$

Equação Geral adimensional:

$$\mathbb{F}_j = \int_0^{t_c \tau} 10^{(\theta_{sj} - \theta_{ref})/Z} d\tau \quad (4.72)$$

Derivando a Equação pela Regra de Leibnitz (SPIEGEL, 1992):

$$\mathbb{L} = \frac{d\mathbb{F}_j}{d\tau} = 10^{(\theta_{sj} - \theta_{ref})/Z} \quad (4.73)$$

A equação descrita acima foi implementada no *Scilab*TM para a simulação da letalidade do processo térmico para a trajetória de temperatura dada pelo modelo RTR (*Regular Thermal Regime*).

Observa-se que para um $h_{sf} = 1 \text{ kJ/m}^2 \text{ }^\circ\text{C min}$ (Figura 4.13), a letalidade do processo é menor, quando comparado à letalidade obtida considerando o $h_{sf} = 5 \text{ kJ/m}^2 \text{ }^\circ\text{C min}$ (Figura 4.14), já que quanto maior for a resistência à transferência de calor menor será o poder esterilizante do processo.

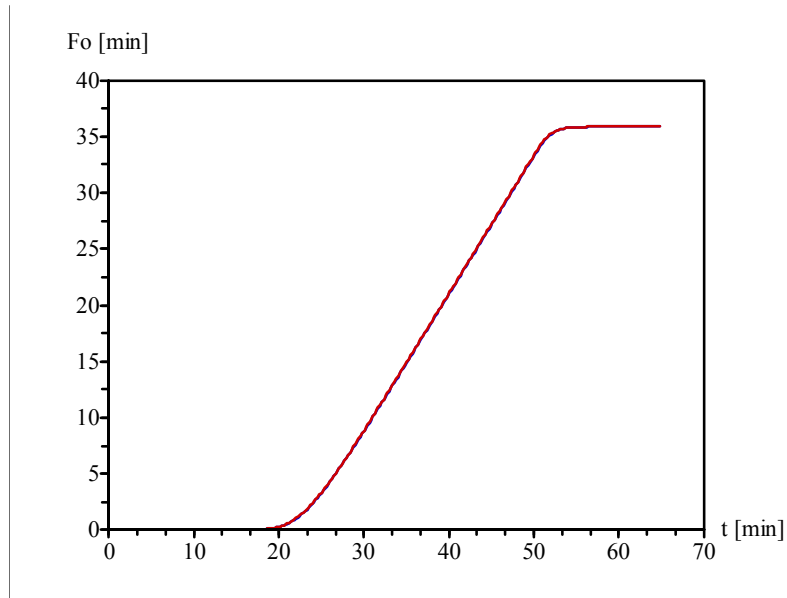


Figura 4.13 – Letalidade do processo térmico na superfície (—) e no ponto frio do grão (—) (curvas sobrepostas); sendo $h_{sf} = 1 \text{ kJ/m}^2 \text{ }^\circ\text{C min}$ e $N_s = 5$.

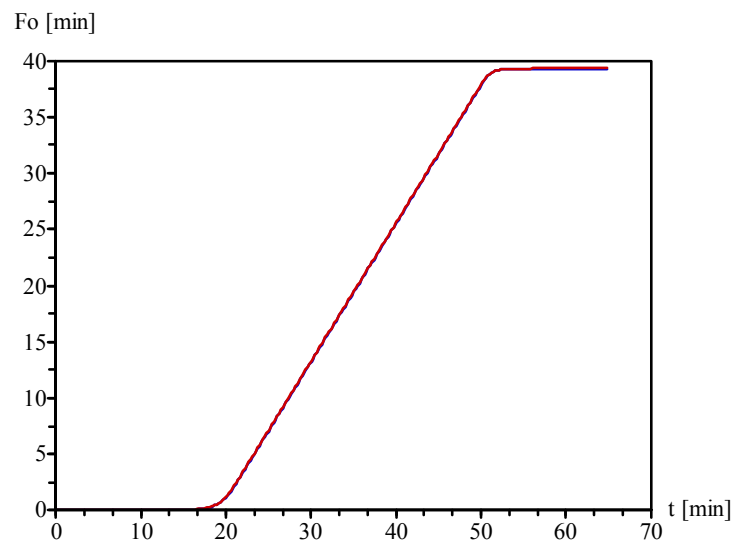


Figura 4.14 – Letalidade do processo térmico na superfície (—) e no ponto frio do grão (—) (curvas sobrepostas); sendo $h_{sf} = 5 \text{ kJ/m}^2 \text{ }^\circ\text{C min}$ e $N_s = 5$.

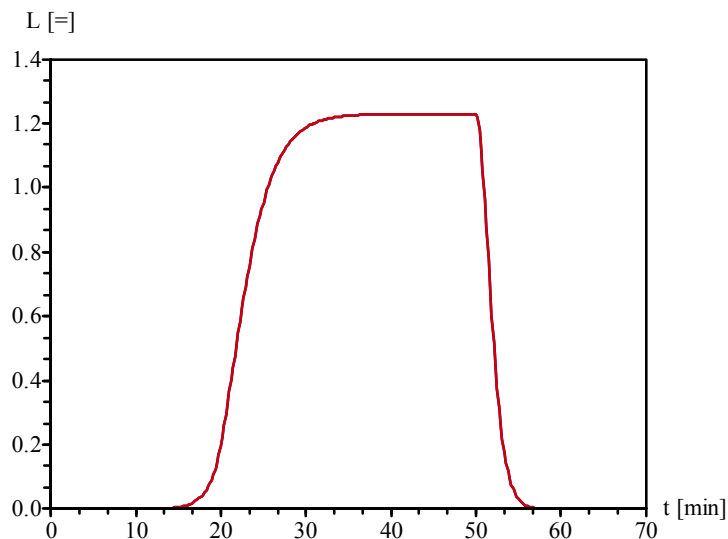


Figura 4.15 – Taxa de letalidade (L) do processo; com $h_{sf} = 1 \text{ kJ/m}^2 \text{ }^\circ\text{C min}$ e $N_s = 5$.

A taxa de letalidade também pode ser avaliada para o processo. As Figura 4.15 e Figura 4.16 apresentam o valor da taxa de letalidade (L), no ponto frio do grão, para $h_{sf} = 1 \text{ kJ/m}^2 \text{ }^\circ\text{C min}$ e $h_{sf} = 5 \text{ kJ/m}^2 \text{ }^\circ\text{C min}$, respectivamente. Para o coeficiente convectivo $h_{sf} = 1 \text{ kJ/m}^2 \text{ }^\circ\text{C min}$, a área sob a curva da taxa de letalidade do processo é menor, quando comparado à área da curva obtida considerando o $h_{sf} = 5 \text{ kJ/m}^2 \text{ }^\circ\text{C min}$ (Figura 4.16). Como a área sob a curva da taxa de letalidade pode ser expressa diretamente como unidades de

letalidade, a taxa de letalidade comportou-se conforme esperado, fornecendo uma taxa de letalidade menor para a condição que apresenta a maior resistência à transferência de calor.

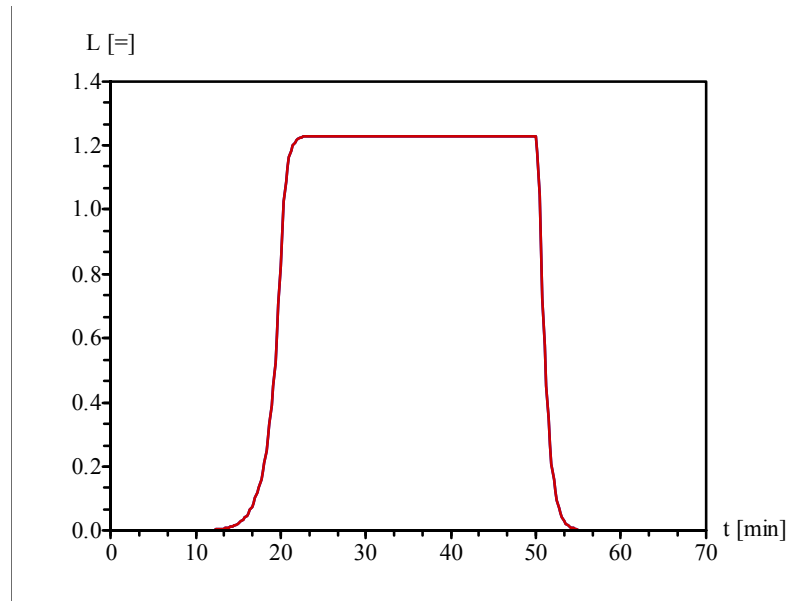


Figura 4.16 – Taxa de letalidade (L) do processo; com $h_{sf} = 5 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ e $N_s = 5$.

4.4 Modelo Matemático da Transferência de Calor na Lata

Nessa seção, o sistema de interesse trata-se de uma lata cilíndrica com salmoura e grãos de ervilha. A lata encontra-se 95% cheia. Embora não totalmente cheia, considera-se que a saturação de água no espaço vazio leva a propriedades de condutividade térmica similares à região com salmoura, pois, com a exaustão da lata forma-se vácuo parcial (gás), mas durante o processo térmico forma-se vapor saturado no *head space*. A hipótese básica é de que a salmoura (5%) possui propriedades que podem ser aproximadas pelas propriedades da água.

Analogamente ao estudo realizado com a partícula individual, realizaram-se simulações para o comportamento térmico da lata com salmoura e grãos, a partir da exploração de uma trajetória de temperatura usual para autoclaves industriais, dada por:

- 1) Aquecimento, $t < 20 \text{ min}$: $T_{RET} = 3,1t + 60 \text{ (} ^\circ\text{C)} ;$
- 2) Esterilização (*holding*), $20 \leq t < 55 \text{ min}$: $T_{RET} = 122 \text{ (} ^\circ\text{C)} ;$
- 3) Resfriamento, $55 \leq t \leq 65 \text{ min}$: $T_{RET} = -5,67t + 405,55 \text{ (} ^\circ\text{C)} .$

Os parâmetros considerados para o produto e o processo foram:

Dimensões da lata:

- ✓ Altura: 0,0841 m;
- ✓ Raio: 0,0363 m;
- ✓ Volume Total: $3,48 \times 10^{-6} \text{ m}^3$.

Características da Salmoura:

- ✓ Volume de Produto (ervilha mais salmoura): $0,95 \cdot \text{Volume Total} (\text{m}^3)$
- ✓ Massa de Produto Acabado: 320 g
- ✓ Massa da Salmoura: 120 g

Parâmetros do processo:

- ✓ Coeficiente troca térmica, por convecção natural, entre a superfície da grão e o meio de aquecimento (salmoura): $h_{sf} = 1 \text{ a } 5 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$;
- ✓ Coeficiente troca térmica, por convecção natural, entre a superfície da lata e o meio de aquecimento (autoclave): $h_{LRET} = 50 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$;
- ✓ Temperatura inicial da salmoura: $T_{0f} = 60 \text{ } ^\circ\text{C}$;
- ✓ Temperatura de esterilização: $T_{RET} = 122 \text{ } ^\circ\text{C}$.

A seguir, é apresentado o modelo proposto representativo da transferência de calor entre a salmoura e o grão.

Equação Geral – Modelo da Transferência de Calor na Lata:

$$\epsilon_f \rho_f c_{Pf} \frac{\partial T_f(t, r_L, z_L)}{\partial t} = k_{fe} \left(\frac{1}{r_L} \frac{\partial T_f}{\partial r_L} + \frac{\partial^2 T_f}{\partial r_L^2} + \frac{\partial^2 T_f}{\partial z_L^2} \right) - h_{sf} a_s (T_f - T_s) \quad (4.74)$$

sendo:

ϵ_f = fração de líquido no meio (volume de líquido / volume total dentro da lata);

ρ_f = densidade do fluido (kg/m^3)

c_{Pf} = calor específico do fluido ($\text{kJ/kg}^\circ\text{C}$)

T_f = temperatura do fluido ($^\circ\text{C}$)

k_{fe} = coeficiente efetivo de transferência de calor por condução do fluido ($\text{kJ/m } ^\circ\text{C min}$)

h_{sf} = coeficiente de transferência de calor convectivo entre a superfície do grão e a salmoura ($\text{kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$)

a_s = área superficial do grão (área do grão/volume do grão) (m^2/m^3)

Condição inicial:

- $t = 0$

$$T_f = T_{0f} \quad (4.75)$$

para $\forall r_L$ e $\forall z_L$

Condições de contorno:

- $r_L = 0$ (no centro da lata)

$$\left. \frac{\partial T_f(t, r_L)}{\partial r_L} \right|_{r_L=0} = 0 \quad (4.76)$$

para $\forall z_L$ e $\forall t$

- $r_L = R_L$ (na superfície da lata)

$$\left. \frac{\partial T_f(t, r_L)}{\partial r_L} \right|_{r_L=R_L} = -\frac{h_{LRET}}{k_f} (T_f|_{r_L=R_L} - T_{RET}) \quad (4.77)$$

para $\forall z_L$ e $\forall t$

- $z_L = 0$ (no fundo da lata)

$$\left. \frac{\partial T_f(t, z_L)}{\partial z_L} \right|_{z_L=0} = -\frac{h_{LRET}}{k_f} (T_f|_{z_L=0} - T_{RET}) \quad (4.78)$$

para $\forall r_L$ e $\forall t$

- $z_L = L$ (no topo da lata)

$$\left. \frac{\partial T_f(t, z_L)}{\partial z_L} \right|_{z_L=L} = -\frac{h_{LRET}}{k_{fc}} (T_f|_{z_L=L} - T_{RET}) \quad (4.79)$$

para $\forall r_L$ e $\forall t$

A opção por definir a condição de contorno em z_L sem as características de simetria nessa dimensão deveu-se à definição de desenvolvimento de um modelo que fosse capaz de descrever recipientes que possuam características que levem à não simetria nos seus perfis, por exemplo, os recipientes que contenham líquidos de elevada viscosidade e que, portanto, apresentam coeficiente de transferência de calor diferenciado na região sobre o líquido e grãos (*head space*), ou mesmo em recipientes que cujas tampas têm material distinto ao do fundo, como o caso dos recipientes de vidro.

Analogamente ao modelo do grão, é conveniente a adimensionalização do modelo conforme segue:

Adimensionais:

$$\theta_f = \frac{T_f}{T_{of}} \quad (4.80)$$

$$\theta_{RET} = \frac{T_{RET}}{T_{of}} \quad (4.81)$$

$$x_L = \frac{r_L}{R_L} \quad (4.82)$$

$$Z_L = \frac{z_L}{L} \quad (4.83)$$

$$\tau = \frac{t}{t_c} \quad (4.84)$$

A equação geral adimensional é dada por:

$$\frac{\partial \theta_f(\tau, x_L, Z_L)}{\partial \tau} = \alpha_1 \left(\frac{1}{x_L} \frac{\partial \theta_f(\tau, x_L, Z_L)}{\partial x_L} + \frac{\partial^2 \theta_f(\tau, x_L, Z_L)}{\partial x_L^2} \right) + \alpha_2 \left(\frac{\partial^2 \theta_f(\tau, x_L, Z_L)}{\partial Z_L^2} \right) - \alpha_3 (\theta_f - \theta_s) \quad (4.85)$$

sendo:

$$\alpha_1 = \frac{k_{fe} t_c}{\rho_f c_{pf} \epsilon_f R_L^2} \quad (4.86)$$

$$\alpha_2 = \frac{k_{fe} t_c}{\rho_f c_{pf} \epsilon_f L^2} \quad (4.87)$$

$$\alpha_3 = \frac{h_{sf} a_s t_c}{\rho_f c_{pf} \epsilon_f} \quad (4.88)$$

Aproximando-se as derivadas parciais pela colocação ortogonal bidimensional, tem-se:

Aproximação em “ x_L ”:

$$\frac{\partial \theta_f(\tau, x_L, Z_L)}{\partial x_L} \Big|_{i,j} \approx \sum_{k=0}^{N+1} Ar_{i,k} \theta_{f_{k,j}}(\tau) \quad (4.89)$$

$$\frac{\partial^2 \theta_f(\tau, x_L, Z_L)}{\partial x_L^2} \Big|_{i,j} \approx \sum_{k=0}^{N+1} Br_{i,k} \theta_{f_{k,j}}(\tau) \quad (4.90)$$

Aproximação em “ Z_L ”:

$$\frac{\partial \theta_f(\tau, x_L, Z_L)}{\partial Z_L} \Big|_{i,j} \approx \sum_{k=0}^{M+1} Az_{j,k} \theta_{f_{i,k}}(\tau) \quad (4.91)$$

$$\frac{\partial^2 \theta_f(\tau, x_L, Z_L)}{\partial Z_L^2} \Big|_{i,j} \approx \sum_{k=0}^{M+1} Bz_{j,k} \theta_{f_{i,k}}(\tau) \quad (4.92)$$

Reescrevendo a equação em função de τ :

$$\frac{d\theta_{f_{i,j}}(\tau)}{d\tau} = \alpha_1 \left(\sum_{k=0}^{N+1} Br_{i,k} \theta_{f_{k,j}}(\tau) + \frac{1}{r_{L_i}} \sum_{k=0}^{N+1} Ar_{i,k} \theta_{f_{k,j}}(\tau) \right) + \alpha_2 \sum_{k=0}^{M+1} Bz_{j,k} \theta_{f_{i,k}}(\tau) - \alpha_3 (\theta_{f_{i,j}} - \theta_s) \quad (4.93)$$

para $i = 1, \dots, N$ e $j = 1, \dots, M$

Deslocando-se os índices:

$$\frac{d\theta_{f_{i,j}}(\tau)}{d\tau} = \alpha_1 \left(\sum_{k=1}^{N+2} Br_{i,k} \theta_{f_{k,j}}(\tau) + \frac{1}{r_{L_i}} \sum_{k=1}^{N+2} Ar_{i,k} \theta_{f_{k,j}}(\tau) \right) + \alpha_2 \sum_{k=1}^{M+2} Bz_{j,k} \theta_{f_{i,k}}(\tau) - \alpha_3 (\theta_{f_{i,j}} - \theta_s) \quad (4.94)$$

para $i = 2, \dots, N+1$ e $j = 1, \dots, M+1$ e isolando os extremos $\theta_{F_{1,j}}$, $\theta_{F_{N+2,j}}$, $\theta_{F_{i,1}}$ e $\theta_{F_{i,M+2}}$,

tem-se:

$$\frac{d\theta_{f_{i,j}}(\tau)}{d\tau} = \left\{ \alpha_1 \left\{ \left(Br_{i,1} + \frac{1}{x_{L_i}} Ar_{i,1} \right) \theta_{f_{1,j}} + \sum_{k=2}^{N+1} \left(Br_{i,k} + \frac{1}{x_{L_i}} Ar_{i,k} \right) \theta_{f_{k,j}} + \left(Br_{i,N+2} + \frac{1}{x_{L_i}} Ar_{i,N+2} \right) \theta_{f_{N+2,j}} \right\} \right. \\ \left. + \alpha_2 \left\{ Bz_{j,1} \theta_{f_{i,1}} + \sum_{k=2}^{M+1} Bz_{j,k} \theta_{f_{i,k}} + Bz_{j,M+2} \theta_{f_{i,M+2}} \right\} - \alpha_3 (\theta_{f_{i,j}} - \theta_s) \right\} \quad (4.95)$$

Aplicando-se as aproximações da colocação ortogonal bidimensional aos contornos, tem-se:

Condição de contorno $x_L = 0$ (no centro da lata):

$$\left. \frac{\partial \theta_f(\tau)}{\partial x_L} \right|_{x_L=0} = 0 \quad (4.96)$$

para $\forall Z_L$ e $\forall \tau$

$$\left. \frac{\partial \theta_f(\tau)}{\partial x_L} \right|_{1,j} = \sum_{k=1}^{N+2} Ar_{1,k} \theta_{f_{k,j}} = 0 \quad (4.97)$$

$j = 2 \dots M+1$

Condição de contorno em $x_L = 1$ (na superfície da lata):

$$\left. \frac{\partial \theta_f(\tau)}{\partial x_L} \right|_{x_L=1} + Bi_r \theta_f \Big|_{x_L=1} = Bi_r \theta_{RET} \quad (4.98)$$

para $\forall Z_L$ e $\forall \tau$

$$Bi_r = \frac{R_L h_{LRET}}{k_{ef}} \quad (4.99)$$

$$\left. \frac{\partial \theta_f(\tau)}{\partial x_L} \right|_{N+2,j} = \sum_{k=1}^{N+2} Ar_{N+2,k} \theta_{f_{k,j}} \quad (4.100)$$

para $j = 2, \dots, M+1$

$$\sum_{k=1}^{N+2} Ar_{N+2,k} \theta_{f_{k,j}} + Bi_r \theta_{f_{N+2,j}} = Bi_r \theta_{RET} \quad (4.101)$$

para $j = 2, \dots, M+1$

Condição de contorno em $Z_L = 0$ (no fundo da lata)

$$\left. \frac{\partial \theta_f(\tau)}{\partial Z_L} \right|_{Z_L=0} + Bi_z \theta_f \Big|_{Z_L=0} = Bi_z \theta_{RET} \quad (4.102)$$

para $\forall r_L$ e $\forall \tau$

$$Bi_z = \frac{Lh_{LRET}}{k_{e_f}} \quad (4.103)$$

$$\left. \frac{\partial \theta_f(\tau)}{\partial Z_L} \right|_{i,1} = \sum_{k=1}^{M+2} Az_{1,k} \theta_{f_{i,k}} \quad (4.104)$$

para $i = 2, \dots, N+1$

$$\sum_{k=1}^{M+2} Az_{1,k} \theta_{f_{i,k}} + Bi_z \theta_{f_{i,1}} = Bi_z \theta_{RET} \quad (4.105)$$

para $i = 2, \dots, N+1$

Condição de contorno em $Z_L = 1$ (no topo da lata)

$$\left. \frac{\partial \theta_f(\tau)}{\partial Z_L} \right|_{Z_L=1} + Bi_z \theta_f \Big|_{Z_L=1} = Bi_z \theta_{RET} \quad (4.106)$$

para $\forall x_L$ e $\forall \tau$

$$Bi_z = \frac{Lh_{LRET}}{k_{e_F}} \quad (4.107)$$

$$\left. \frac{\partial \theta_f(\tau)}{\partial Z_L} \right|_{i,M+2} = \sum_{k=1}^{M+2} Az_{M+2,k} \theta_{f_{i,k}} \quad (4.108)$$

para $i = 2, \dots, N+1$

$$\sum_{k=1}^{M+2} Az_{M+2,k} \theta_{f_{i,k}} + Bi_z \theta_{f_{i,M+2}} = Bi_z \theta_{RET} \quad (4.109)$$

para $i = 2, \dots, N+1$

Isolando-se os termos $k = 1$ e $k = N+2$ dos somatórios, nas condições de contorno em r_L , tem-se:

$$\theta_{f_{i,j}} = \phi + \sum_{k=2}^{N+1} E_k \theta_{f_{k,j}} \quad (4.110)$$

para $j = 2, \dots, M+1$

$$\theta_{f_{N+2,j}} = \frac{1}{\gamma} \left(Bi_r \theta_{RET} - \sum_{k=2}^{N+1} c_k \theta_{f_{k,j}} \right) \quad (4.111)$$

para $j = 2, \dots, M+1$

sendo:

$$c_k = -\frac{Ar_{N+2,1}}{Ar_{1,1}} Ar_{1,k} + Ar_{N+2,k} \quad (4.112)$$

$$\gamma = -\frac{Ar_{N+2,1}}{Ar_{1,1}} Ar_{1,N+2} + Ar_{N+2,N+2} + Bi_r \quad (4.113)$$

$$E_k = \frac{Ar_{1,N+2}}{\gamma Ar_{1,1}} c_k - \frac{Ar_{1,k}}{Ar_{1,1}} E_k = \frac{Ar_{1,N+2}}{\gamma Ar_{1,1}} c_k - \frac{Ar_{1,k}}{Ar_{1,1}} \quad (4.114)$$

$$E_k = \frac{Ar_{1,N+2}}{\gamma Ar_{1,1}} c_k - \frac{Ar_{1,k}}{Ar_{1,1}} \quad (4.115)$$

$$\phi = -\frac{Ar_{1,N+2}}{Ar_{1,1} \gamma} Bi_r \theta_{RET} \quad (4.116)$$

Retirando-se os termos $k = 1$ e $k = M+2$ dos somatórios, nas condições de contorno em Z_L , tem-se:

$$\theta_{f_{i,1}} = \rho + \sum_{k=2}^{M+1} H_k \theta_{f_{i,k}} \quad (4.117)$$

$$\theta_{f_{i,M+2}} = \left(\frac{1}{1-\sigma} \right) \left(\xi + \sum_{k=2}^{M+1} F_k \theta_{f_{i,k}} \right) \quad (4.118)$$

sendo:

$$\beta = Az_{M+2,M+2} + Bi_z \quad (4.119)$$

$$\vartheta = \frac{Bi_z \theta_{RET}}{Az_{M+2,M+2} + Bi_z} = \frac{Bi_z \theta_{RET}}{\beta} \quad (4.120)$$

$$\eta = Az_{1,1} + Bi_z \quad (4.121)$$

$$\xi = \vartheta - \frac{Az_{M+2,l} Bi_z \theta_{RET}}{\beta (Az_{1,l} + Bi_z)} = \vartheta - \frac{Az_{M+2,l} Bi_z \theta_{RET}}{\beta \eta} \quad (4.122)$$

$$\sigma = \frac{Az_{M+2,l} Az_{1,M+2}}{\beta (Az_{1,l} + Bi_z)} = \frac{Az_{M+2,l} Az_{1,M+2}}{\beta \eta} \quad (4.123)$$

$$\rho = -\frac{A_{1,M+2} \xi}{\eta (1-\sigma)} + \frac{Bi_z \theta_{RET}}{\eta} \quad (4.124)$$

$$F_k = \frac{1}{\beta} \left(\frac{Az_{M+2,l} Az_{1,k}}{\eta} - Az_{M+2,k} \right) \quad (4.125)$$

$$H_k = -\frac{Az_{1,M+2} F_k}{\eta (1-\sigma)} - \frac{1}{\eta} Az_{1,k} \quad (4.126)$$

$$Br_{i,j} + \frac{1}{r_{L_i}} Ar_{i,j} = C_{i,j} \quad (4.127)$$

para $i = 2, \dots, N+1$ e $j = 1, \dots, N+2$.

O modelo adimensional reduz-se então pela substituição das Equações (4.110) à Equação (4.127) na Equação (4.95).

$$\frac{d\theta_{f_{i,j}}(\tau)}{d\tau} = \left(\begin{array}{l} \alpha_1 \left\{ \left(Br_{i,l} + \frac{1}{x_{L_i}} Ar_{i,l} \right) \left(\phi + \sum_{k=2}^{N+1} E_k \theta_{f_{k,j}} \right) + \sum_{k=2}^{N+1} \left(Br_{i,k} + \frac{1}{x_{L_i}} Ar_{i,k} \right) \theta_{f_{k,j}} + \right. \\ \left. \left(Br_{i,N+2} + \frac{1}{x_{L_i}} Ar_{i,N+2} \right) \left(\frac{1}{\gamma} \left(Bi_r \theta_{RET} - \sum_{k=2}^{N+1} c_k \theta_{f_{k,j}} \right) \right) \right\} + \\ \alpha_2 \left\{ Bz_{j,1} \left(\rho + \sum_{k=2}^{M+1} H_k \theta_{f_{i,k}} \right) + \right. \\ \left. \sum_{k=2}^{M+1} Bz_{j,k} \theta_{i,k} + Bz_{j,M+2} \left(\left(\frac{1}{1-\sigma} \right) \left(\xi + \sum_{k=2}^{M+1} F_k \theta_{f_{i,k}} \right) \right) \right\} - \alpha_3 (\theta_{f_{i,j}} - \theta_s) \end{array} \right) \quad (4.128)$$

As equações descritas acima foram implementadas no *Scilab*TM para a simulação do processo de transferência de calor entre a salmoura e o grão, para a trajetória de temperatura na autoclave especificada.

As características de transferência de calor podem ser avaliadas com o conhecimento do comportamento do número de Biot para a salmoura. A Figuras 4.17 apresenta o

comportamento na faixa de temperatura de interesse. O número de Biot médio nas condições investigadas para a superfície da lata é dado por 44,9089. Como as propriedades dos contornos no fundo e tampa da lata foram consideradas idênticas àquelas da superfície lateral da lata, então torna-se óbvio que a razão $\frac{Bi_z}{Bi_r} = \frac{L}{R_L}$ e, por isso, não se apresentam os gráficos para a tampa e fundo da lata.

Nas simulações apresentadas, inicialmente, a condutividade térmica da salmoura (k_f) na lata com ervilhas foi considerada igual à condutividade térmica da água e, posteriormente, esse valor foi ponderado pela fração de volumes $\varepsilon = \frac{V_{\text{salmoura}}}{V_{\text{salmoura+grãos}}}$. Nessa seção, os polinômios de Jacobi utilizados na colocação ortogonal serão representados por (N_s, N_L, M_L) , indicando N_s números de colocação internos para a partícula (grão de ervilha), N_L pontos de colocação internos na direção radial da lata e M_L pontos de colocação internos na direção axial da lata.

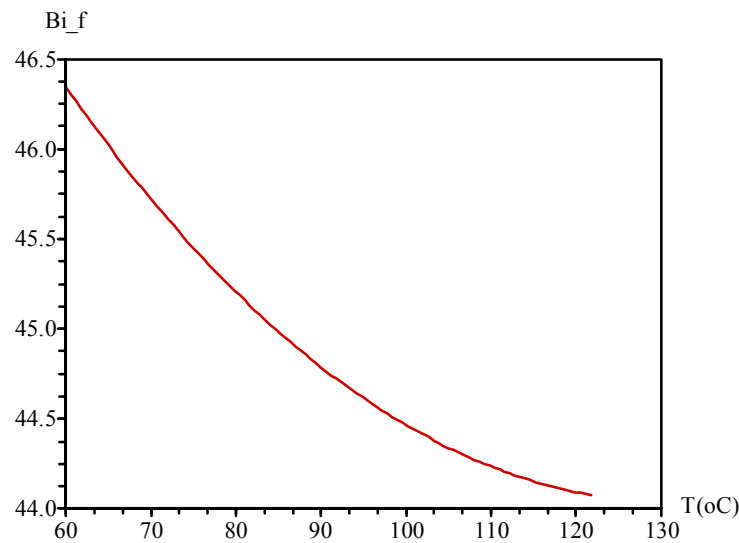


Figura 4.17 – Comportamento do número de Biot para a interface superfície lateral da lata-retorta.

A Figura 4.18 apresenta a troca térmica na lata mediante as condições definidas para autoclave e $h_{LRET} = 50 \text{ kJ}/(\text{m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min})$. O perfil (—) representa o centro geométrico da lata e o perfil (- - -) representa a superfície da lata ($r_L = 0$) no meio da sua altura ($z_L = L/2$). Observa-se que existe uma resistência à transferência de calor por condução dentro da lata, demonstrada pelo atraso no aquecimento do centro da lata quando comparado à superfície desta. Pode-se verificar também, que a temperatura na superfície da lata atinge rapidamente a

temperatura do meio de aquecimento. Este comportamento se deve ao fato de predominar, na superfície da lata, a transferência de calor por convecção, e como o coeficiente de convecção entre a lata e o meio de aquecimento apresenta um valor expressivo, dado por $h_{LRET} = 50 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$, nesta região, a resistência à transferência de calor por convecção é mínima fazendo com que a temperatura na superfície da lata atinja a temperatura da autoclave instantaneamente.

A Figura 4.19 apresenta o comportamento axial para a lata na posição de metade do seu raio ($r_L = R_L/2$) e a Figura 4.20 apresenta o comportamento axial para o centro da lata ($r_L = 0$). A Figura 4.21 apresenta o comportamento radial na metade da sua altura ($z_L = L/2$). Estes comportamentos transientes, axial e radial são apresentados para vários instantes, englobando os três estágios do processo de esterilização (aquecimento, *holding* e resfriamento). Observando-se as Figuras 4.19 e 4.20, verifica-se que apesar de não se ter considerado simetria axial, o perfil de temperatura é simétrico nesta dimensão. Nota-se, também, que conforme esperado, a troca térmica corre mais rapidamente nas extremidades da lata (tampa e fundo) diminuindo no sentido do meio da altura ($z_L = L/2$), tanto durante o aquecimento, quanto no resfriamento. Observa-se que para um mesmo instante e mesma posição em z_L , os pontos em $r_L = R_L/2$ (Figura 4.19) são aquecidos ou resfriados mais rapidamente que aqueles em $r_L = 0$ (Figura 4.20). As Figuras dessa seção apresentam o comprimento radial adimensional x_L por r_L e z_L por Z .

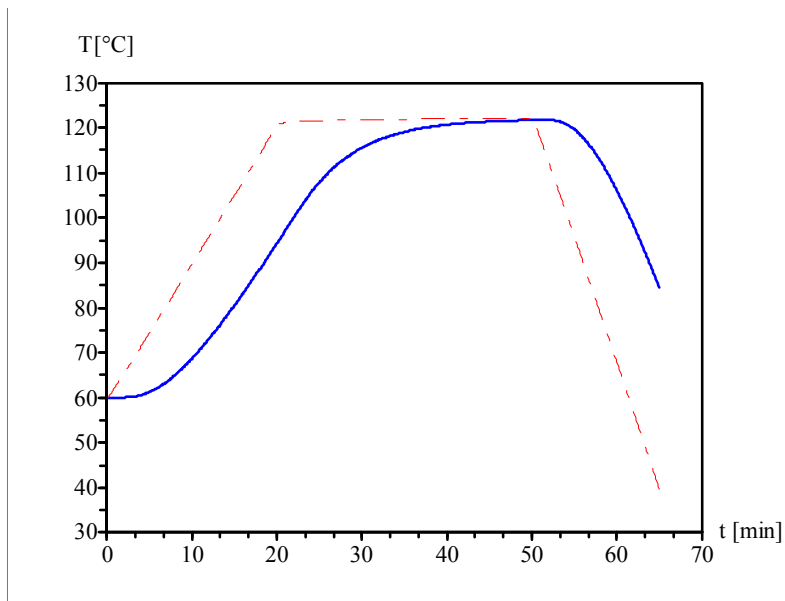


Figura 4.18 - Comportamento transiente da temperatura na lata ($h_{LRET} = 50 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$): perfil (---) da temperatura na superfície da lata em $r_L = R_L$, perfil (—) da temperatura no centro geométrico da lata em $r_L = 0$ (curva de penetração de calor); condutividade efetiva do sistema considerada igual a condutividade da água ($k_{fe} \approx k_w$); (N_s, N_L, M_L) = (5,5,7).

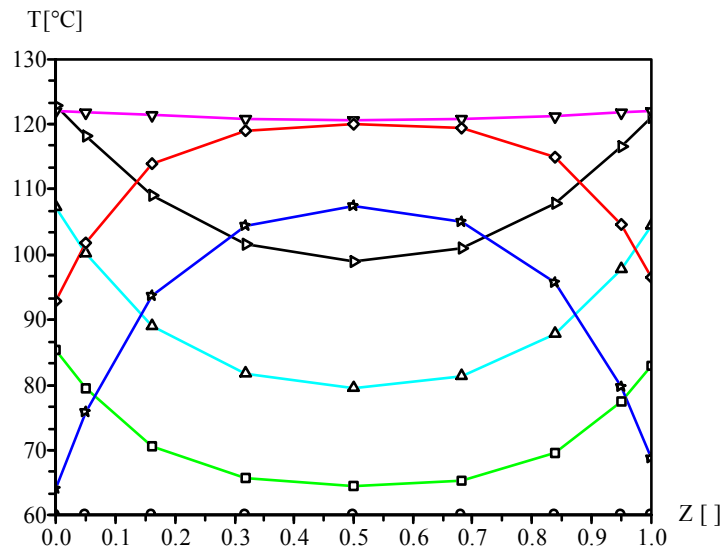


Figura 4.19 - Comportamento dinâmico axial da temperatura na lata em $r_L=R_L/2$ incluindo resfriamento e aquecimento, sendo: ($\circ$) comportamento inicial $t=0$; ($\square$) $t=8$ min; ($\triangle$) $t=15$ min; ($\blacktriangledown$) $t=22$ min; (∇) $t=40$ min; ($\diamond$) $t=55$ min e ($\ast$) $t=60$ min; condutividade efetiva do sistema considerada igual à condutividade da água ($k_{fe} \approx k_w$); (N_s, N_L, M_L) = (5,5,7).

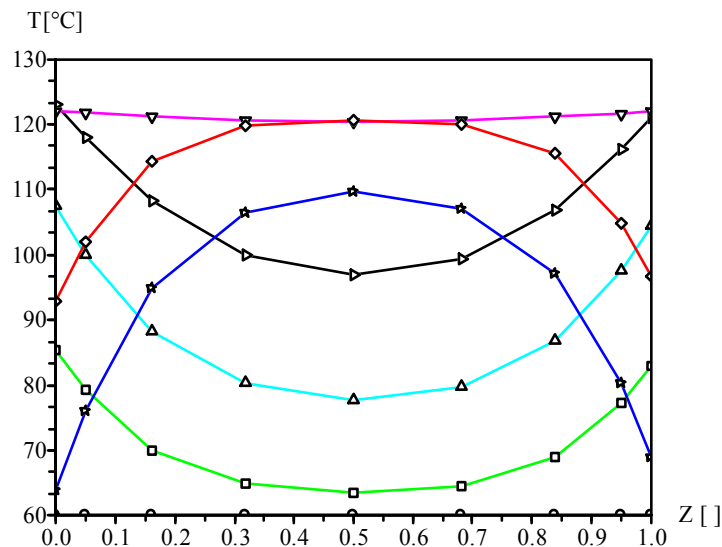


Figura 4.20 – Comportamento dinâmico axial da temperatura na lata em $r_L=0$ para vários instantes de tempo incluindo resfriamento e aquecimento, sendo: ($\circ$) comportamento inicial $t=0$; ($\square$) $t=8$ min; ($\triangle$) $t=15$ min; ($\blacktriangledown$) $t=22$ min; (∇) $t=40$ min; ($\diamond$) $t=55$ min e ($\ast$) $t=60$ min; condutividade efetiva do sistema considerada igual à condutividade da água ($k_{fe} \approx k_w$); (N_s, N_L, M_L) = (5,5,7).

Nota-se que a troca térmica, para um mesmo instante, ocorre mais rapidamente na superfície da lata, crescendo no sentido do centro para a superfície da lata, comportando-se, portanto, conforme o esperado.

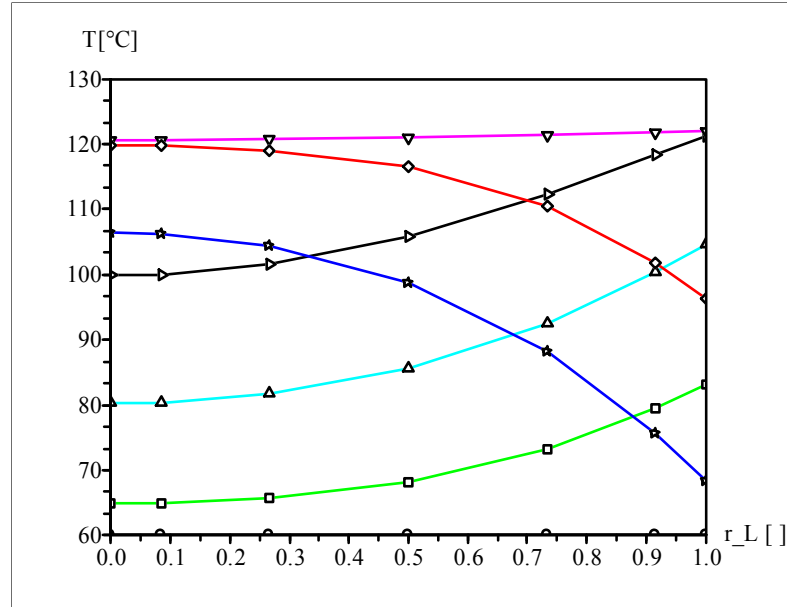


Figura 4.21 – Comportamento dinâmico radial da temperatura na lata em $L/2$ incluindo resfriamento e aquecimento, sendo: (○) comportamento inicial $t=0$; (□) $t=8$ min; (△) $t=15$ min; (▴) $t=22$ min; (☆) $t=40$ min; (◇) $t=55$ min e (☆) $t=60$ min; condutividade efetiva do sistema considerada igual à condutividade da água ($k_{fe} \approx k_w$); (N_s, N_L, M_L) = (5,5,7).

Avaliou-se, num segundo momento, o comportamento da transferência de calor na lata considerando a condutividade térmica efetiva do sistema ($k_{fe} = \epsilon_f k_f$) e adotando a fração de volumes ($\epsilon_f = 0,375$). A Figura 4.22 apresenta a troca térmica na lata mediante as condições definidas para autoclave e $h_{LRET} = 50 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$, considerando a condutividade térmica efetiva da salmoura. O perfil (—) representa o centro geométrico da lata e o perfil (---) representa a superfície da lata no meio da sua altura ($L/2$).

O comportamento apresentado pelas Figuras 4.23, 4.24 e 4.25 pode ser explicado, individualmente, a partir das considerações feitas para as Figuras 4.19, 4.20 e 4.21, respectivamente. Resta comparar o desempenho do sistema simulado considerando a condutividade térmica efetiva com aquele mostrado para o sistema anterior, que adota a condutividade do sistema igual, aproximadamente, à condutividade da água. Observa-se que a consideração da condutividade efetiva do sistema leva a uma maior resistência à transferência de calor por condução, fazendo com que o calor penetre mais lentamente na lata, de forma a não atingir as temperaturas proporcionadas quando o sistema adota a condutividade térmica da água. Pode-se explicar este comportamento pelo fato de que a condutividade efetiva do sistema levar em consideração a fração de ervilhas no meio, dificultando a transferência de calor por condução. Como as Figuras 4.22 à 4.24 foram construídas considerando-se a condutividade térmica do sistema próxima à condutividade da água, ou seja, meio sem a presença de partículas, era esperado que a transferência de calor dentro da lata, nestas condições, ocorresse mais rapidamente que o apresentado pelas Figuras 4.19 à 4.21.

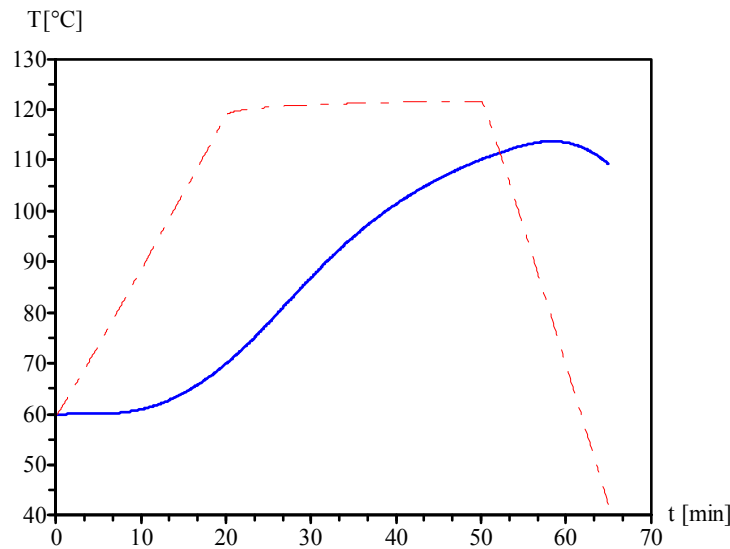


Figura 4.22 - Comportamento transiente da temperatura na lata ($h_{LRET} = 50 \text{ kJ}/(\text{m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min})$): perfil (---) da temperatura na superfície da lata em $L/2$, perfil (—) da temperatura no centro geométrico da lata $r_L=0$ (curva de penetração de calor); condutividade térmica efetiva do sistema dada por: $k_{fe} = \epsilon_f k_f$; $(N_s, N_L, M_L) = (5, 5, 7)$.

A Figura 4.23 apresenta o comportamento axial para a lata na posição de metade do seu raio ($r_L=R_L/2$) e a Figura 4.24 apresenta o comportamento axial para o centro da lata ($r_L=0$). A Figura 4.25 apresenta o comportamento radial na metade da sua altura ($z_L=L/2$). Estes comportamentos transientes, axial e radial, também foram apresentados para vários instantes, englobando os três estágios do processo de esterilização (aquecimento, *holding* e resfriamento).

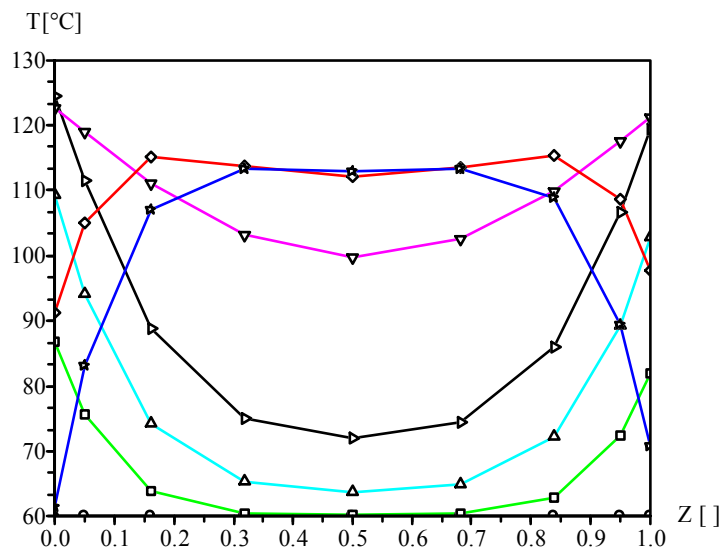


Figura 4.23 – Comportamento dinâmico axial da temperatura na lata em $r_L=R_L/2$, sendo: (○) comportamento inicial $t=0$; (□) $t=8 \text{ min}$; (△) $t=15 \text{ min}$; (▴) $t=22 \text{ min}$; (▽) $t=40 \text{ min}$; (◇) $t=55 \text{ min}$ e (*) $t=60 \text{ min}$; condutividade térmica efetiva do sistema dada por: $k_{fe} = \epsilon_f k_f$; $(N_s, N_L, M_L) = (5, 5, 7)$.

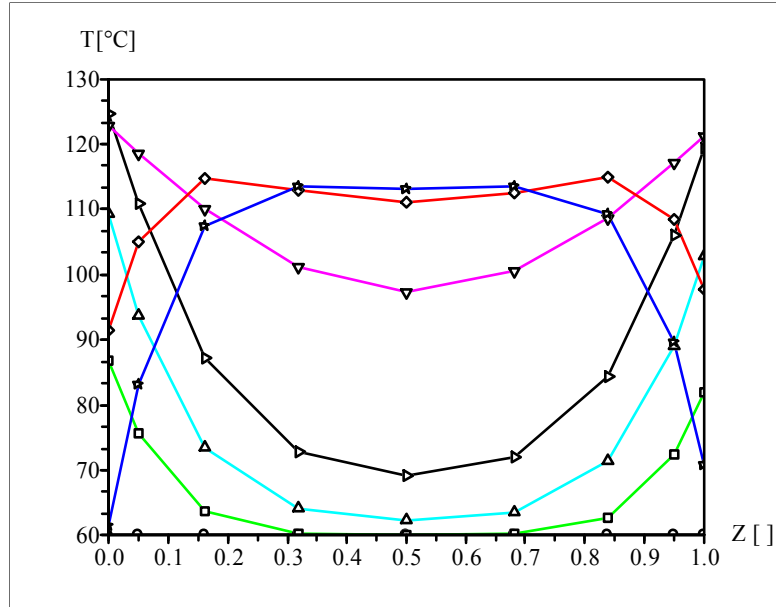


Figura 4.24 - Comportamento dinâmico axial da temperatura na lata em $r_L=0$, sendo: ($\circ$) comportamento inicial $t=0$; ($\square$) $t=8$ min; (Δ) $t=15$ min; ($\triangleright$) $t=22$ min; (∇) $t=40$ min; ($\diamond$) $t=55$ min e ($*$) $t=60$ min; condutividade térmica efetiva do sistema dada por: $k_{fe} = \epsilon_f k_f$; (N_s, N_L, M_L) = (5,5,7).

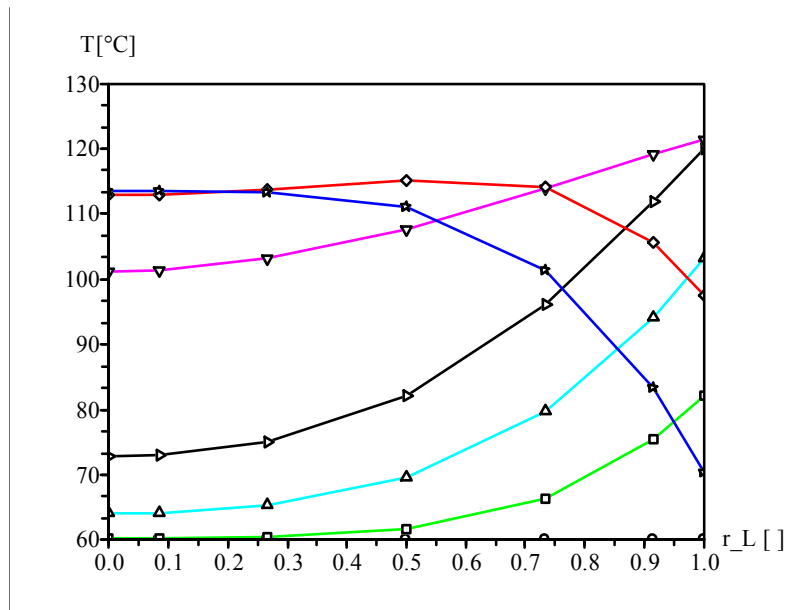


Figura 4.25 - Comportamento radial da temperatura na lata em $L/2$ para vários instantes de tempo, sendo: ($\circ$) comportamento inicial $t=0$; ($\square$) $t=8$ min; (Δ) $t=15$ min; ($\triangleright$) $t=22$ min; (∇) $t=40$ min; ($\diamond$) $t=55$ min e ($*$) $t=60$ min; condutividade térmica efetiva do sistema dada por: $k_{fe} = \epsilon_f k_f$; (N_s, N_L, M_L) = (5,5,7).

Para geometrias cilíndricas, Ball e Olson (1957 *apud* MOHAMED, 2003) propuseram a seguinte fórmula para se estimar a difusividade térmica:

$$\alpha = \frac{0,398}{\left(\frac{1}{R_L^2} + \frac{0,427}{h_{LR}^2} \right) f_h} \quad (4.129)$$

Sendo que, R_L representa o raio da lata, h_{LR} a metade da altura da lata e o valor do fator de aquecimento f_h pode ser determinado através dos dados da curva de penetração de calor. A taxa global de aquecimento de um sólido dependerá de processos consecutivos. O calor deve ultrapassar a fronteira do sistema e chegar ao produto e depois difundir-se dentro do sólido. A relação entre o transporte externo e interno pode ser estimada com o número de Biot.

$$Bi = \frac{hD_c}{k} \quad (4.130)$$

Sendo que, h representa o coeficiente de transferência de calor interfacial, k é a condutividade térmica e D_c é alguma dimensão característica do corpo que está sendo aquecido. Quanto maior for o número de Biot, maior é o efeito de h . Na prática, o $Bi > 10$ implica que o processo lento de condução do calor é aquele dentro do sólido. Para um número de Biot $< 0,1$ o processo é controlado externamente, com o sólido essencialmente isotérmico.

O aquecimento de fluidos é mais complexo devido ao movimento do mesmo, assim, além do balanço de conservação de energia, o balanço de conservação de quantidade de movimento deve ser resolvido simultaneamente. Necessita-se assim, da resolução da equação de Navier-Stokes. A complexidade do sistema final, em geral, é diminuída considerando-se simplificações segundo o processo de interesse.

Uma grande proporção dos produtos comercialmente processados na esterilização de latas de vegetais em salmoura não satisfaz as condições de condução pura. A transferência de calor ocorre com uma combinação de condução e convecção natural dentro da lata. A ferramenta mais empregada para a resolução desse tipo de problema é a CFD (*Computational Fluid Dynamics*). Em latas com convecção natural, a equação de conservação da quantidade de movimento para o líquido deve incorporar um termo de convecção natural (a força motriz ρg). O modelo proposto por Abdul-Ghani *et al.* (1999) incorporando o termo de convecção natural, permite a estimativa da velocidade dos elementos fluidos dentro da lata, sendo que para água pura esta velocidade foi estimada entre 10^{-2} a 10^{-1} m/s. Bakalis *et al.* (apud RICHARDSON, 2001), em experimentos de aquecimento utilizando tomografia de emissão

(*Positron Emission Tomography Method*), embora tenha trabalhado em uma faixa de temperatura levemente inferior, não confirmou esta estimativa para a lata aquecida.

Para a transferência de calor por convecção Ball e Olson (1957 *apud* AKTERIAN, 1996) propuseram uma curva de penetração de temperatura para aquecimentos controlados por este mecanismo. No caso de ervilhas em salmoura a temperatura da salmoura (T_f) pode ser classificada como aquecimento devido à convecção. O modelo para o RTR (*Regular Thermal Regime*) é dado por:

$$\mathbb{E} \frac{dT_f}{dt} = T_{RET}(t) - T_f \quad (4.131)$$

O coeficiente $\mathbb{E}$ caracteriza o atraso de temperatura entre a temperatura da salmoura T_f e da retorta T_{RET} . O valor de $\mathbb{E}$ é proporcional à massa (m) e ao calor específico (c_p) do alimento enlatado e inversamente proporcional à superfície de troca térmica (A) e ao coeficiente de troca térmica entre a autoclave e a salmoura.

A Tabela 4.3 apresenta os valores de $\mathbb{E}$ para vários tipos de alimentos enlatados em salmoura a 2% (A) e solução aquosa à 33% de vinagre (concentrado a 6%), 4% de sal e 3% de açúcar (B), com coeficientes determinados supondo-se que o centro geométrico da lata esteja no eixo axial a 1/3 da altura da lata, partindo-se do fundo da mesma.

Tabela 4.3 – Valores do coeficiente $\mathbb{E}$ para alimentos enlatados (AKTERIAN, 1996).

Vegetais	Líquido	$\mathbb{E}_h$ (min)	$\mathbb{E}_r$ (min)	$\mathbb{E}_c$ (min)	$T_{RET}(^{\circ}\text{C})$ / t (min)	F (min)	$T_{ref}(^{\circ}\text{C})$ / z ($^{\circ}\text{C}$)	h (W/m K)
pepinos	B	8,5	9,0	6,0	100/10	19,3	93,3/8,8	119 a 134
feijões verdes	A	8,0	8,0	6,0	121/30	17,1	121,1/10	138 a 221
ervilhas	A	5,3	5,3	3,5	121/30	23,7	121,1/10	203 a 307
batatas	A	8,6	8,6	5,7	118/35	10,4	121,1	126 a 190
cenouras	A	6,8	6,9	4,9	121/30	20,0	121,1/10	160 a 224

$\mathbb{E}_h$, $\mathbb{E}_r$ e $\mathbb{E}_c$: coeficiente de inércia térmica durante o aquecimento, *holding* e resfriamento, respectivamente;

T_{RET} : temperatura do meio de aquecimento (autoclave); t: tempo de duração do processo;

F: letalidade efetiva; h: coeficiente de transferência de calor convectivo.

Assim, para uma trajetória de temperatura composta por regiões descritas por

$$T_{RET} = T_{RET}^0 + \gamma t, \text{ têm-se:}$$

$$T_f = T_{RET} - \gamma E + (T_f^o - T_{RET}^o + \gamma E) \exp\left(\frac{-t}{E}\right) \quad (4.132)$$

A Figura 4.26 apresenta a curva de transferência de calor entre a autoclave e o produto formado por ervilha em conserva. O modelo proposto considera que a troca térmica no grão e na salmoura tem o mesmo comportamento, desta forma, o perfil gerado por esta abordagem representa a transferência de calor na salmoura.

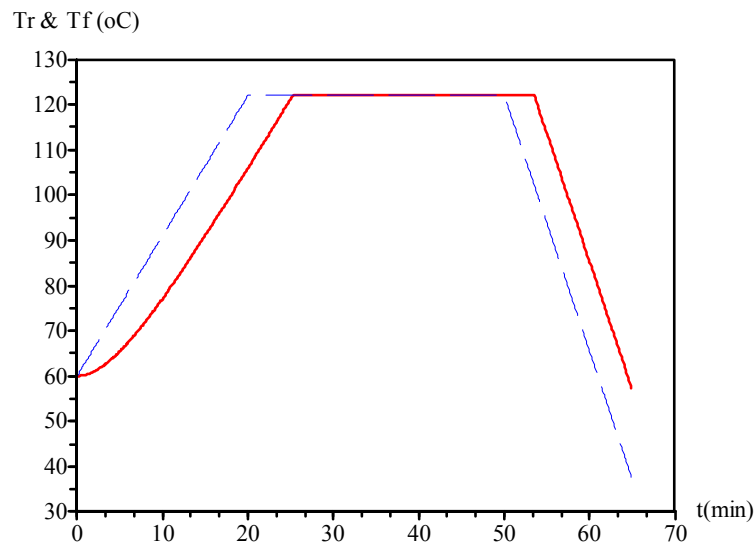


Figura 4.26 – Perfil da temperatura na autoclave em função do tempo (---) e da temperatura no fluido em função do tempo (—).

A curva da taxa de letalidade (Figura 4.27) pode ser usada para encontrar o ponto em que o aquecimento deve ser interrompido num processo de esterilização. Para isso, posiciona-se uma curva paralela à parte da curva devido ao resfriamento, de tal forma que a área fechada pela curva seja igual à letalidade exigida.

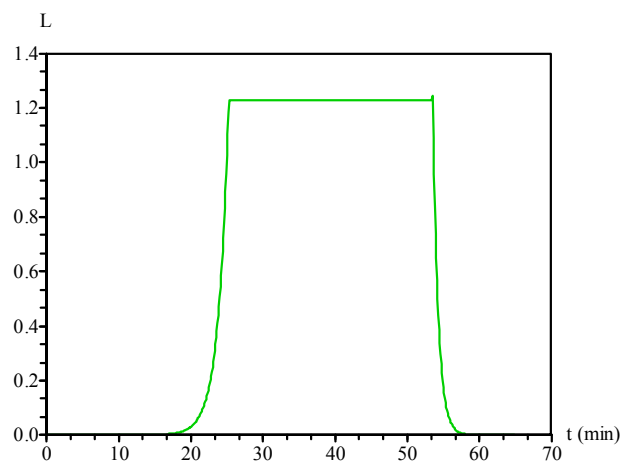


Figura 4.27 – Taxa da letalidade do processo.

Avaliando-se aproximadamente, com a consideração de aquecimento e resfriamento instantâneos, chega-se a:

$$F = F_0 \times 10^{-(T-T_{ref})/z} = 30 \times 10^{-(122-121,1)/10} \cong 24,38 \text{ min} \quad (4.133)$$

Assim, 24,38 minutos a 122°C é equivalente a 30 minutos a 121,1°C. De forma mais precisa, considerando-se os comportamentos dados por:

$$T_f = T_{RET} - \gamma E + (T_f^o - T_{RET}^o + \gamma E) \exp\left(\frac{-t}{E}\right) \quad (4.134)$$

Sendo as regiões térmicas na retorta dadas por trajetórias lineares, $T_{RET} = \gamma t + T_{RET}^o$ (curva tracejada da Figura 4.10) .

- 1) Aquecimento, $t < 20 \text{ min}$: $T_{RET} = 3,1t + 60 \text{ (}^\circ\text{C)}$;
- 2) Esterilização (*holding*), $20 \leq t < 55 \text{ min}$: $T_{RET} = 122 \text{ (}^\circ\text{C)}$;
- 3) Resfriamento, $55 \leq t \leq 65 \text{ min}$: $T_{RET} = -5,67t + 405,55 \text{ (}^\circ\text{C)}$.

A letalidade é dada pela integral conforme segue:

$$F = \int_0^t 10^{\left(T_{RET}^o + \gamma t - \gamma E + (T_f^o - T_{RET}^o + \gamma E) \exp\left(\frac{-t}{E}\right) - 121,1\right)/z} dt \quad (4.135)$$

A avaliação da letalidade para as partes de aquecimento e resfriamento fornecem valores $F_{\text{aquecimento}} \cong 1,8004 \text{ min}$ e $F_{\text{resfriamento}} \cong 0,0909 \text{ min}$. Como a letalidade da região de esterilização (*holding*) é dada por $F_{\text{esterilização}} = 10^{(122-121,1)/10} \Delta t_s$, a letalidade total é dada por $F = 1,8913 + 1,2303 \Delta t_s$. De forma que para se atingir a letalidade desejada ($F_{o,d} = 30 \text{ min}$) deve-se operar com um processo na temperatura de esterilização durante $\Delta t_s = 22,85 \text{ min}$, o que representa uma economia de aproximadamente 7,5 min no tempo total de processamento com mesma ação de letalidade. Nessa aplicação específica, vê-se que a aproximação que negligencia a dinâmica das regiões de aquecimento e resfriamento leva a um erro relativo do tempo na temperatura de esterilização (sobrep processamento) dado por:

$$\left(\frac{t_{\text{aprox}} - t}{t}\right) \times 100\% \cong 6,7\% \quad (4.136)$$

Para assegurar a esterilidade de alimentos enlatados, é necessário conhecer a dinâmica de aquecimento do ponto frio do recipiente. Se o tratamento térmico for excessivo, o alimento perde valor nutritivo e pode adquirir características sensoriais indesejáveis com comprometimento do aroma e sabor característicos. No caso contrário, se a esterilização for insuficiente, existe o perigo de que se desenvolvam microrganismos anaeróbios como o *Clostridium botulinum*, produtor da toxina botulínica, que é letal para o ser humano em doses da ordem de 10^{-9} g/kg de peso corporal. Assim, o tempo requerido para a destruição deste microrganismo geralmente é considerado como base no projeto de processos térmicos de alimentos de baixa acidez, tal qual a esterilização de ervilha em conserva.

Nesse trabalho, procurou-se desenvolver uma abordagem com complexidade intermediária de forma a facilitar a transferência das ferramentas desenvolvidas para o meio industrial. Assim, o modelo objeto deste trabalho, que trata da modelagem e simulação do processo de esterilização de alimentos enlatados em autoclave à batelada, foi desenvolvido em etapas, de forma a proporcionar, através de sua resolução e simulação computacional de modelos parciais, a compreensão do mecanismo de transferência de calor em cada um dos elementos do sistema. Desta forma, apresentou-se, primeiramente o modelo para troca térmica no grão, seguido do modelo considerando a troca térmica que ocorre dentro da lata e ao final, o modelo global do sistema.

4.5 Modelo Matemático da Transferência de Calor no Sistema de Esterilização

Nessa seção, foi avaliado o sistema como um todo, ou seja, a transferência de calor que há entre o grão, a salmoura e a retorta. Considerou-se que a autoclave fornece a condição de mistura perfeita, ou seja, todos os pontos dentro da autoclave estão à mesma temperatura para um mesmo instante de tempo, representando uma característica de modelo concentrado. Já para o grão e o fluido, consideraram-se variações da temperatura no tempo e no espaço, que representa uma característica de modelo distribuído. Esta avaliação também considerou a lata 95% cheia. Realizaram-se análises, para o comportamento térmico da lata com salmoura e grãos, a partir da exploração da trajetória da autoclave variável com o tempo. A Figura 4.28 apresenta o esquema do processo em batelada para a esterilização térmica de ervilhas em conserva, em autoclave horizontal.

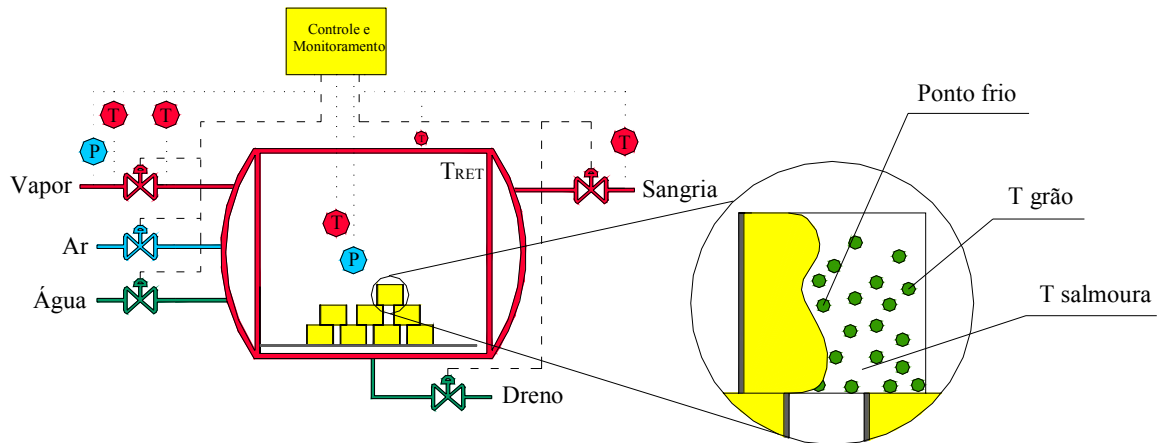


Figura 4.28 – Esquema do processamento de esterilização térmica em batelada de ervilhas em salmoura.

Os dados e parâmetros considerados são apresentados a seguir.

Dados do Produto:

- ✓ Volume de Produto (ervilha mais salmoura): $3,306 \times 10^{-6} \text{ m}^3$ (95% volume da lata);
- ✓ Massa de Produto Acabado: 320 g;
- ✓ Massa da Salmoura: 120 g.

Dimensões do grão:

- ✓ Raio: $R_s = 0,003 \text{ m}$.

Dimensões da lata:

- ✓ Altura: 0,0841 m;
- ✓ Raio: 0,0363 m;
- ✓ Volume Total: $3,48 \times 10^{-6} \text{ m}^3$.

Dimensões da Autoclave:

- ✓ Massa: 163,6 kg (SIMPSON *et al.*, 2006);
- ✓ Área: $2,97 \text{ m}^2$ (SIMPSON *et al.*, 2006);
- ✓ Volume: $0,356 \text{ m}^3$ (SIMPSON *et al.*, 2006);
- ✓ Capacidade: 180 latas (0,0841 x 0,0726) (SIMPSON *et al.*, 2006);
- ✓ Área da secção transversal do sangrador: $3,93 \times 10^{-5} \text{ m}^2$ (ALONSO *et al.*, 1997);
- ✓ Área da secção transversal do dreno: $3,93 \times 10^{-5} \text{ m}^2$ (ALONSO *et al.*, 1997).

Parâmetros do processo:

- ✓ Coeficiente de troca térmica, por convecção natural, entre a superfície do grão e o meio de aquecimento (salmoura): $h_{sf} = 1 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$;
- ✓ Coeficiente de troca térmica, por convecção natural, entre a superfície da lata e o meio de aquecimento (autoclave): $h_{LRET} = 50 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$;
- ✓ Coeficiente de troca térmica, por convecção natural, entre a superfície da autoclave e o ambiente: $h_c = 0,3462 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$; (SIMPSON *et al.*, 2006);
- ✓ Massa Molecular de ar: $2,88 \times 10^{-2} \text{ kg/mol}$ (ALONSO *et al.*, 1997);
- ✓ Massa Molecular de vapor: $1,8 \times 10^{-2} \text{ kg/mol}$ (ALONSO *et al.*, 1997);
- ✓ Massa Total de Produto: 57,6 kg (180 latas*0,320g);
- ✓ Calor específico da água: $1000 \times 10^{-3} \text{ kJ/ kg } ^\circ\text{C}$ (ALONSO *et al.*, 1997);
- ✓ Calor específico da retorta: $0,5 \text{ kJ/ kg } ^\circ\text{C}$ (SIMPSON *et al.*, 2006);
- ✓ Calor específico da lata: $0,5 \text{ kJ/kg } ^\circ\text{C}$ (SIMPSON *et al.*, 2006);
- ✓ Calor latente da água: $3,4056 \times 10^{-9} \text{ kJ/ kg}$ (SMITH *et al.*, 1996);
- ✓ Emissividade térmica da autoclave para o ambiente: $\epsilon = 0,94$ (SIMPSON *et al.*, 2006);
- ✓ Gravidade específica do gás: $G_f = 1,0$ (adimensional) (*et al.*, 1996);
- ✓ Parâmetro característico da válvula: $C_f = 0,9$ (adimensional) (ALONSO *et al.*, 1997);
- ✓ Parâmetro característico da válvula de vapor: $C_{vsl} = 12,6 \text{ gpm}$ (ALONSO *et al.*, 1997);
- ✓ Parâmetro característico da válvula de ar: $C_{val} = 0,38 \text{ gpm}$ (ALONSO *et al.*, 1997);
- ✓ Pressão do vapor saturado alimentado: $P^{sat} = 3,5 \text{ bar}$ (ALONSO *et al.*, 1997);
- ✓ Pressão Atmosférica: $P_{atm} = 1,0 \text{ bar}$ (ALONSO *et al.*, 1997);
- ✓ Temperatura inicial da salmoura: $T_{of} = 60 \text{ } ^\circ\text{C}$;
- ✓ Temperatura de esterilização: $T_{RET} = 122 \text{ } ^\circ\text{C}$;
- ✓ Temperatura Ambiente: $T_{amb} \cong 26,85 \text{ } ^\circ\text{C}$ (300 K);
- ✓ Temperatura inicial do vapor: $T_v^i = 174,8477 \text{ } ^\circ\text{C}$ (vapor saturado a 3,5 bar) (SMITH *et al.*, 1996);
- ✓ Temperatura do ar: $T_a \cong 26,85 \text{ } ^\circ\text{C}$ (300 K);
- ✓ Temperatura de referência: $T_{ref} = 121,1 \text{ } ^\circ\text{C}$.

Hipóteses Gerais:

1) Considera-se, no modelo, latas de raio R_L e altura L , que se encontram numa temperatura inicial T_{0f} , e que contém um alimento constituído por partículas sólidas (grãos de ervilha) e um fluido intersticial (salmoura). Essa lata será esterilizada em uma autoclave em batelada, com coeficiente de transferência de calor por convecção h_c e a uma temperatura que siga a curva planejada para a esterilização do alimento enlatado. Por outro lado, considera-se que as direções dominantes de transporte de calor na lata são a radial e a axial. Além disso, as propriedades físico-químicas e termodinâmicas do sistema são calculadas conforme apresentado na seção 4.1.

2) Como a condutividade térmica das latas é da ordem de $45 \text{ W/m } ^\circ\text{C}$, que por sua vez é muito maior que a condutividade térmica dos alimentos, e a espessura da lâmina metálica (folha de flandres) que forma a lata é da ordem de $0,8 \text{ mm}$, pode-se negligenciar a resistência térmica da lata no modelo.

3) Considera-se que as latas estão acomodadas ordenadamente na autoclave e que o vapor circula livremente entre elas, de forma que cada uma das latas recebe o mesmo tratamento térmico.

4) Considera-se que o mecanismo preponderante de transferência de calor dentro da lata é o de condução, embora utilize-se no contorno dos grãos de ervilha uma condição de contorno que apresenta explicitamente a convecção no fluido como quantificador do calor que chega à superfície do grão que está sendo esterilizado.

5) Considera-se que a resistência à transferência de calor dentro da lata seja controlada pela condução, e que a exterior à lata seja controlada pelo coeficiente de transferência de calor convectivo da lata e do fluido dentro da autoclave.

Realizou-se a resolução do modelo transiente utilizando-se o método das linhas acoplado à colocação ortogonal. Para a lata, utilizou-se colocação ortogonal bidimensional, sendo que na direção radial foi efetuada a partir dos polinômios de Jacobi com $(N_s, \alpha_r, \beta_r) = (5, 1, 1)$, onde N_s representa o número de pontos de colocação internos e α_r e β_r são os parâmetros de polinômio ortogonal (VILLADSEN; MICHELSEN, 1978); na direção axial, o sistema foi discretizado com polinômios $(M_L, \alpha_z, \beta_z) = (7, 1, 1)$, onde M_L representa o número de pontos de colocação internos e α_z e β_z são os parâmetros do polinômio ortogonal. Para o grão, utilizou-se colocação ortogonal unidimensional na direção radial a partir dos

polinômios de Jacobi com $(N_s, \alpha_s, \beta_s = 5, 1, 1)$, onde N_s representa o número de pontos de colocação internos e α_s e β_s são os parâmetros de polinômio ortogonal.

Quando não especificado de forma diferente, todos os comportamentos apresentados utilizam os mesmos parâmetros na resolução numérica. Adotou-se, em todos os cálculos, a colocação ortogonal nos contornos e a interpolação de Lagrange para a determinação da solução entre pontos de colocação com solução conhecida.

As propriedades termofísicas para a ervilha e salmoura foram definidas conforme apresentado na seção de propriedades de alimentos (seção 4.1) com valores médios para a faixa de temperatura de interesse.

Os coeficientes de transferência de calor, $h_{sf} = 1 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ e $h_{LRET} = 50 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ representam o inverso da resistência à transferência calor entre a superfície do grão e a salmoura e a superfície da lata e a autoclave, respectivamente. A faixa paramétrica para os coeficientes de transferência de calor por convecção natural (h_{sf} e h_{LRET}) depende intensamente do fenômeno controlando a transferência de calor, se apenas por convecção, por condução-convecção ou exclusivamente por condução.

Com o objetivo de explorar a potencialidade do modelo para trabalhar com recipientes de materiais bem distintos (inclusive vidro) e princípios de funcionamento variados para a autoclave, optou-se por fazer a avaliação do comportamento do sistema com coeficientes de transferência de calor finitos sem considerar simetria na direção axial.

A seguir, é apresentado o modelo proposto representativo da transferência de calor para o processo de esterilização de ervilhas em conserva em autoclave à batelada.

Modelo Matemático da Transferência de Calor no Grão

$$\frac{\partial T_s(t, r_s)}{\partial t} = \alpha_s \left[\frac{\partial^2 T_s}{\partial r_s^2} + \frac{s}{r_s} \frac{\partial T_s}{\partial r_s} \right] \quad (4.137)$$

Sendo:

$$\alpha_s = \frac{k_s}{\rho_s c_{p_s}} \quad (4.138)$$

Para partículas não esféricas, o raio pode ser dado por:

$$R_{\text{nao esférico}} = 3 \left(\frac{V_p}{S_p} \right) \quad (4.139)$$

Sendo $R_{\text{nao esférico}}$, V_p e S_p , o raio, o volume e área superficial da partícula não esférica.

Condição inicial:

- $t = 0$

$$T_s = T_{0s} \quad (4.140)$$

para $\forall r_s$

Condições de contorno:

- $r_s = 0$ (no centro do grão)

$$\left. \frac{\partial T_s(t, r_s)}{\partial r_s} \right|_{r_s=0} = 0 \quad (4.141)$$

para $\forall t$

- $r_s = R_s$ (na superfície do grão)

$$\left. \frac{\partial T_s(t, r_s)}{\partial r_s} \right|_{r_s=R_s} = -\frac{h_{sf}}{k_s} \left(T_s \Big|_{r_s=R_s} - T_f \right) \quad (4.142)$$

para $\forall t$

Modelo Matemático da Transferência de Calor na Lata

$$\epsilon_f \rho_f c_{pf} \frac{\partial T_f(t, r_L, z_L)}{\partial t} = k_{fe} \left(\frac{1}{r_L} \frac{\partial T_f}{\partial r_L} + \frac{\partial^2 T_f}{\partial r_L^2} + \frac{\partial^2 T_f}{\partial z_L^2} \right) - h_{sf} a_s (T_f - T_s) \quad (4.143)$$

Sendo:

ϵ_f = fração de líquido no meio (volume de líquido / volume total dentro da lata);

ρ_f = densidade do fluido (kg/m^3);

c_{pf} = calor específico do fluido ($\text{kJ/kg}^\circ\text{C}$);

T_f = temperatura do fluido ($^{\circ}\text{C}$);

k_{f_e} = coeficiente efetivo de transferência de calor por condução do fluido ($\text{kJ/m } ^{\circ}\text{C min}$);

h_{sf} = coeficiente de troca térmica, por convecção natural, entre a superfície do grão e a salmoura ($\text{kJ/m}^2 \text{ } ^{\circ}\text{C min}$);

a_s = área superficial do grão (área do grão/volume do grão) (m^2/m^3).

Condição inicial:

- $t = 0$

$$T_f = T_{0f} \quad (4.144)$$

para $\forall r_L$ e $\forall z_L$

Condições de contorno:

- $r_L = 0$ (no centro da lata)

$$\left. \frac{\partial T_f(t, r_L)}{\partial r_L} \right|_{r_L=0} = 0 \quad (4.145)$$

para $\forall z_L$ e $\forall t$

- $r_L = R_L$ (na superfície da lata)

$$\left. \frac{\partial T_f(t, r_L)}{\partial r_L} \right|_{r_L=R_L} = -\frac{h_{LRET}}{k_{f_e}} \left(T_f \Big|_{r_L=R_L} - T_{RET} \right) \quad (4.146)$$

para $\forall z_L$ e $\forall t$

- $z_L = 0$ (no fundo da lata)

$$\left. \frac{\partial T_f(t, z)}{\partial z_L} \right|_{z_L=0} = -\frac{h_{LRET}}{k_{f_e}} \left(T_f \Big|_{z_L=0} - T_{RET} \right) \quad (4.147)$$

para $\forall r_L$ e $\forall t$

- $z_L = L$ (no topo da lata)

$$\left. \frac{\partial T_f(t, z_L)}{\partial z_L} \right|_{z_L=L} = -\frac{h_{LRET}}{k_{f_c}} (T_f|_{z_L=L} - T_{RET}) \quad (4.148)$$

para $\forall r_L$ e $\forall t$

Modelo Matemático para a Autoclave

O modelo proposto, para a unidade de esterilização, baseia-se no modelo apresentado por Alonso *et al.* (1997) e descreve o modelo matemático através de equações diferenciais ordinárias derivadas dos balanços de massa e energia. À semelhança dos modelos com parâmetros agrupados, o modelo matemático proposto é válido em determinadas condições, referentes às propriedades termodinâmicas da mistura vapor-ar e à faixa de operação, conforme descrito a seguir.

A operação da autoclave é realizada em etapas, com regime de desaeração nos primeiros 5 minutos do processo, procedendo-se a abertura de válvula de desaeração. (vapor saturado a 3,1 bar). Essa prática e, conseqüentemente, o custo adicional de vapor, justifica-se pela melhoria do processo de troca térmica após a retirada do ar dentro da autoclave.

A transferência de calor entre a autoclave e o ambiente ocorre por convecção e por radiação, o modelo considera o aquecimento da autoclave e das latas, devido ao material das mesmas, e o aquecimento da salmoura e ervilha dentro das latas. O processo é dividido em 4 etapas: desaeração, aquecimento, esterilização (*holding*) e resfriamento. A representação dessas etapas pelo modelo dá-se pela abertura de válvulas na seguinte seqüência:

- 1) Desaeração (5 min): válvulas abertas (desaerador); válvulas fechadas (água e ar), válvulas reguladas pela diferença de pressão (de vapor e dreno);
- 2) Aquecimento e esterilização: válvulas fechadas (água e ar), válvulas reguladas por pressão (vapor, sangrador e dreno);
- 3) Resfriamento: Válvulas fechadas (vapor), válvulas reguladas por pressão (sangrador, dreno), válvulas abertas (ar e água).

A etapa de resfriamento contempla a entrada de ar para controle de pressão (o resfriamento imediato com brusca diminuição de pressão na autoclave levaria ao colapso das latas submetidas à esterilização) e de água de resfriamento por inundação da autoclave. A vazão do sangrador dá-se devido uma diferença de pressão com a consideração de expansão isoentrópica (BIRD *et al.*, 1960). As vazões de sangrador e do vapor induzem a uma dependência não linear das vazões, mesmo para válvulas com características lineares. Assim,

as correlações propostas por Smith e Corripio (1985) foram utilizadas para a predição de vazão.

A autoclave horizontal utilizada possui as seguintes características:

- (1) Capacidade de 180 latas 95% cheias contendo 0,20 kg de ervilha e 0,12 kg de salmoura;
- (2) Área efetiva de 2,97 m² e volume de 0,356 m³;
- (3) Áreas das seções do sangrador e dreno de 3,93x10⁻⁵ m²;
- (4) Massa da autoclave de 163,6 kg e capacidade calorífica de 0,5 kJ/kg °C;
- (5) Sistema de desaeração similar ao de sangria;
- (6) Características da lata (3,63x10⁻² m de raio e 8,41x10⁻² m de altura): Massa da lata vazia de 0,006 kg, capacidade calorífica do material da lata 0,5 kJ/kg °C;
- (7) Coeficiente de transferência de calor na superfície da autoclave de 0,346 kJ/min m °C (SIMPSON *et al.*, 2006) e emissividade da autoclave de 0,94 (ALONSO *et al.*, 1997). Para o coeficiente de transferência de calor na superfície da lata utilizou-se o valor de 50 kJ/min °C m. As válvulas utilizadas para o sistema foram lineares com constante característica de 0,9 e C_v da válvula de vapor (C_{vv}) de 12,6 gpm e C_v da válvula de ar (C_{va}) de 0,38 gpm.
- (8) O estado de referência corresponde ao vapor saturado, à pressão atmosférica e temperatura de 373K (ALONSO *et al.*, 1996).

Para se conseguir o comportamento do pico de temperatura na retorta dado pela temperatura de esterilização deve-se acoplar um controlador de temperatura, uma vez que o sistema em malha aberta não possui esse ponto como ponto estacionário em malha aberta.

O vapor e o ar foram considerados gases ideais. Esta simplificação leva a erros de 1% para o ar e 3% para o vapor, quando comparadas a equações mais precisas, como a equação de Virial, nas pressões de trabalho compreendidas entre 1 e 3 bar (ALONSO *et al.*, 1997).

Considerou-se a mistura de vapor-ar ideal, desta forma, qualquer propriedade ξ é calculada pela Equação (4.149), sendo x_i a fração do componente i na mistura.

$$\xi_m = \sum_{\gamma} x_i \xi_{\gamma} \quad (4.149)$$

O aquecimento, exceto no produto, foi considerado homogêneo ao longo da unidade de esterilização.

No estágio de resfriamento, assumiu-se que a água líquida e o vapor estão em equilíbrio.

As equações abaixo descrevem o Balanço Material para a unidade:

Balanço Material para o ar:

$$\frac{dm_a}{dt} = F_a - x_a F_b^a \quad (4.150)$$

Balanço Material para o vapor:

$$\frac{dm_v}{dt} = F_v - x_v F_b^v - \psi \quad (4.151)$$

Balanço Material para a água:

$$\frac{dm_w}{dt} = F_w - F_d + \psi \quad (4.152)$$

$$x_a = \frac{m_a}{(m_a + m_v)} \quad (4.153)$$

$$x_v = \frac{m_v}{(m_a + m_v)} \quad (4.154)$$

Sendo que, m_a , m_v e m_w representam as massas acumuladas de ar, vapor e água; respectivamente; x_v e x_a correspondem às frações mássicas de vapor e ar, respectivamente; F_a , F_v , F_w e F_d representam as vazões mássicas do ar, vapor, água e dreno, respectivamente; F_b^a e F_b^v correspondem às vazões mássicas de ar e de vapor, respectivamente, através do sangrador; ψ é uma variável interna que representa a taxa de conversão de vapor em água, obtida através da equação dada a seguir:

$$\psi = \dot{m}_v - P^{\text{sat}} V_{\text{RET}} M_v / (RT_{\text{RET}}) \quad (4.155)$$

$$V_{\text{RET}} = V_{\text{RT}} - \frac{m_w}{\rho_w} \quad (4.156)$$

$$P^{\text{sat}} = \exp\left(A - \frac{B}{T_{\text{RET}}}\right) \quad (4.157)$$

Sendo que, P^{sat} é a pressão de vapor saturado; V_{RET} e V_{RT} correspondem ao volume no interior da autoclave e ao volume total da autoclave, respectivamente; R é a constante dos gases; T_{RET} é a temperatura no interior da autoclave; ρ_w é a densidade da água; A é parâmetro da Lei de Antoine (24,633); B é parâmetro da Lei de Antoine (4893,0).

As equações abaixo descrevem o Balanço de Energia para a unidade:

$$\frac{dE_T}{dt} = \bar{h}_v^i F_v + \bar{h}_w^i F_w + \bar{h}_a^i F_a - \bar{h}_a x_a F_b^a - \bar{h}_v x_v F_b^v - \bar{h}_d F_d - \frac{dQ_T}{dt} - \frac{dQ_{\text{RT}}}{dt} \quad (4.158)$$

$$\bar{h}_a^i = c_{p_a}^i (T_{\text{ext}} - T_{\text{ref}}) \quad (4.159)$$

$$\bar{h}_v^i = c_{p_v}^i (T_v^i - T_{\text{ref}}) \quad (4.160)$$

$$\bar{h}_a = c_{p_a} (T_{\text{RET}} - T_{\text{ref}}) \quad (4.161)$$

$$\bar{h}_v = c_{p_v} (T_{\text{RET}} - T_{\text{ref}}) \quad (4.162)$$

$$c_{p_a} = 9,9989 \times 10^{-1} + 1,369 \times 10^{-4} T_{\text{RET}} - 2,609 \times 10^{-2} T_{\text{RET}} \quad (4.163)$$

$$c_{p_v} = 1,69522 + 5,713 \times 10^{-4} T_{\text{RET}} \quad (4.164)$$

Sendo que, $\bar{h}_v^i$, $\bar{h}_w^i$ e $\bar{h}_a^i$, correspondem à entalpia na entrada do sistema, por unidade de massa, do vapor, água e ar, respectivamente; $\bar{h}_v$, $\bar{h}_a$ e $\bar{h}_d$, representam as entalpias dentro do sistema, por unidade de massa, do vapor, do ar e do dreno; T_v^i é a temperatura de entrada do vapor; $c_{p_a}^i$ e $c_{p_v}^i$, representam o calor específico de entrada do ar e do vapor, respectivamente; T_{RET} temperatura da autoclave; T_{ref} temperatura de referência; Q_T e Q_{RT} correspondem ao calor de todos os elementos do sistema e ao calor para aquecimento do material de construção da autoclave, respectivamente. F_b^a e F_b^v representam a contribuição do ar e do vapor na vazão total através do sangrador, e é considerado uma combinação linear das duas vazões.

$$\bar{e}_a = \bar{h}_a - R_a T_{\text{RET}} \quad (4.165)$$

$$\frac{d\bar{e}_a}{dt} = (c_{p_a} - R_a) \frac{dT_{RET}}{dt} \quad (4.166)$$

$$\bar{e}_v = \bar{h}_v - R_v T_{RET} \quad (4.167)$$

$$\frac{d\bar{e}_v}{dt} = (c_{p_v} - R_v) \frac{dT_{RET}}{dt} \quad (4.168)$$

$$\bar{e}_w = \bar{h}_s^{ref} - \lambda + c_{p_w} (T_{RET} - T_{ref}) \quad (4.169)$$

$$\frac{d\bar{e}_w}{dt} = c_{p_w} \frac{dT_{RET}}{dt} \quad (4.170)$$

Sendo que, $\bar{e}_a$, $\bar{e}_v$, e $\bar{e}_w$, correspondem à energia interna por unidade de massa do ar, vapor e água, respectivamente; R_a ($R_a=R/M_a$) e R_v ($R_v=R/M_v$) representam a constante dos gases para o ar e o vapor, respectivamente, sendo M_a a massa molecular para o ar e M_v a massa molecular para o vapor; λ é o calor latente da água; c_{p_a} , c_{p_v} e c_{p_w} correspondem aos calores específicos do ar, vapor e água, respectivamente; $\bar{h}_s^{ref}$ é a entalpia do vapor no estado de referência; T_{ref} é a temperatura no estado de referência.

Estimou-se o calor latente da água λ através do modelo proposto por Watson (SMITH *et al.*, 1996) dado por:

$$\Delta H_2 = \Delta H_{vap}(T) \quad (4.171)$$

$$\frac{\Delta H_2}{\Delta H_1} = \left(\frac{1 - Tr_2}{1 - Tr_1} \right)^{0,38} \quad (4.172)$$

$$Tr_1 = \frac{T_1}{T_c} \quad (4.173)$$

$$Tr_2 = \frac{T_2}{T_c} \quad (4.174)$$

Sendo:

$T_c = 647,1 \text{ K}$ (SMITH *et al.*, 1996);

$T_1 = 373,15 \text{ K}$;

$\Delta H_1 = 2257 \text{ kJ/kg}$ (SMITH *et al.*, 1996).

Onde:

ΔH_1 : calor latente da água na temperatura T_{r_1} (kJ/kg);

ΔH_2 : calor latente da água (λ) na temperatura T_{r_2} (kJ/kg);

T_2 : temperatura da água em função do tempo (K);

T_c : temperatura crítica da água (K);

T_{r1} : temperatura reduzida de T_1 ;

T_{r2} : temperatura reduzida de T_2 .

Os termos correspondentes ao calor no estado não estacionário são dados pelas seguintes equações:

$$\dot{Q}_{RT} = M_{RT} c_{pRT} \frac{dT_{RT}}{dt} \quad (4.175)$$

$$\dot{Q}_T = (\dot{Q}_{rad} + \dot{Q}_{conv} + \dot{Q}_{prod}) \quad (4.176)$$

Sendo que, M_{RT} é a massa efetiva da autoclave; c_{pRT} é calor específico do corpo da autoclave; T_{RET} é a temperatura no interior da retorta; Q_{rad} e Q_{conv} correspondem ao calor trocado com o ambiente por radiação e convecção, respectivamente e Q_{prod} é o calor trocado com o produto, conforme equações dadas abaixo:

$$\dot{Q}_{rad} = \sigma \epsilon A_{RT} (T_{RET}^4 - T_{ext}^4) \quad (4.177)$$

$$\dot{Q}_{conv} = h_c A_{RT} (T_{RET} - T_{ext}) \quad (4.178)$$

Sendo que, σ é a constante de Stephan-Boltzman ($3,408 \times 10^{-9}$ kJ/m² k⁻⁴ min); ϵ é a emissividade térmica (0,94 [adimensional]) que é dependente do material da autoclave; A_{RT} é a área efetiva da autoclave (m²); T_{ext} é a temperatura do ambiente externo à autoclave, sendo calculada através da integração do balanço de energia para o produto (lata e salmoura), conforme as seguintes equações:

$$\bar{T}_{salmoura}(t) = \frac{\int_{V_L} T_{salmoura}(r_L, z_L, t) dV}{\int_{V_L} dV} \quad \text{e} \quad \bar{T}_{ervilha}(t) = \frac{\int_{V_s} T_{ervilha}(r_s, t) dV}{\int_{V_s} dV} \quad (4.179)$$

$$\dot{Q}_{prod} = M_{salmoura} c_{p_salmoura} \frac{d\bar{T}_{salmoura}}{dt} + M_{ervilha} c_{p_ervilha} \frac{d\bar{T}_{ervilha}}{dt} \quad (4.180)$$

Sendo a T_{prod} calculada pela integração das equações para a lata e grão, respectivamente.

Reordenando a Equação (4.158), obtém-se a equação de conservação de energia em termos da temperatura da retorta (ALONSO *et al.*, 1997):

$$\frac{dT_{\text{RET}}}{dt} = \left(\frac{1}{\alpha} \right) (\phi_v F_v + \phi_a F_a + \phi_w F_w + \phi_b F_b + \phi_\psi \Psi - \dot{Q}_T) \quad (4.181)$$

Condição inicial ($t = 0$):

$$T_{\text{RET}} = T_{0\text{RET}} \quad (4.182)$$

$$\alpha = m_a (c_{p_a} - R_a) + m_v (c_{p_v} - R_v) + m_w c_{p_w} + M_{\text{RT}} c_{p_{\text{RT}}} \quad (4.183)$$

$$\phi_v = \Delta \bar{h}_v^i - \Delta \bar{h} + R_v T_{\text{RET}} \quad (4.184)$$

$$\phi_w = c_{p_w} (T_w^i - T_{\text{RET}}) \quad (4.185)$$

$$F_v = (3,4 \times 10^{-3}) C_f C_{vv} P_l (y_v - 0,148 y_v^3) \quad (4.186)$$

$$\phi_\psi = \Delta \bar{h}_v + \lambda - c_{p_w} (T_{\text{RET}} - T_{\text{ref}}) - R_v T_{\text{RET}} \quad (4.187)$$

$$\lambda(T_{\text{RET}}) = \Delta H_{\text{vap}}(T_{\text{RET}}) \quad (4.188)$$

A pressão do sistema é descrita pela seguinte equação:

$$P_{\text{RET}} = \left(\frac{m_a}{M_a} + \frac{m_v}{M_v} \right) \frac{RT_{\text{RET}}}{V_{\text{RET}}} \quad (4.189)$$

Admite-se, geralmente, que o escoamento através do sangrador comporta-se isoentropicamente, sendo dado por:

$$F_b = A_b \frac{P_{\text{RET}}}{\sqrt{RT_{\text{RET}}}} \sqrt{\frac{2\gamma}{\gamma-1}} \left(\frac{P_{\text{atm}}}{P_{\text{RET}}} \right)^{1/\gamma} \sqrt{\left(1 - \frac{P_{\text{atm}}}{P_{\text{RET}}} \right)^{(\gamma-1)/\gamma}} \quad (4.190)$$

Quando:

$$\left(\frac{2}{\gamma+1} \right)^{\frac{\gamma}{\gamma+1}} \leq \frac{P_{\text{atm}}}{P_s} < 1 \quad (4.191)$$

Senão:

$$F_b = \frac{P_{\text{RET}} A_b}{\sqrt{\frac{RT_{\text{RET}}}{\gamma}}} \left(\frac{2}{\gamma+1} \right)^{\frac{\gamma+1}{2(\gamma-1)}} \quad (4.192)$$

Sendo γ dado por:

$$\gamma = \frac{c_{p_v}}{c_{p_v} - R} \quad (4.193)$$

A vazão através do purgador é dada por:

$$F_d = A_d \rho_w \sqrt{\frac{2(P_{\text{RET}} - P_{\text{atm}})}{\rho_w}} \quad (4.194)$$

A vazão através das entradas (ar, água e vapor) é descrita, normalmente, por uma relação linear da posição da válvula. Entretanto, para o ar e o vapor, esta relação não traduziu, significativamente, os resultados observados experimentalmente (ALONSO *et al.*, 1997). A razão deste comportamento é que os modos dinâmicos de operação e o alto acoplamento do vapor de entrada e do sangrador induzem a uma dependência não linear do escoamento sobre a abertura da válvula. Esta dependência é considerada pelas equações descritas a seguir, para o vapor, sangrador e válvulas de ar:

Para vapor saturado (SMITH;CORRIPIO,1985):

$$F_v = (3,4 \times 10^{-3}) C_f C_{vv} P_1 (y_v - 0,148 y_v^3) \quad (4.195)$$

$$y_v = \frac{1,63}{C_f} \sqrt{\frac{P_1 - P_2}{P_1}} \quad (4.196)$$

Para o ar (SMITH;CORRIPIO,1985):

$$F_a = (5,2 \times 10^{-3}) C_f C_{va} P_1 \sqrt{G_f} (y_a - 0,148 y_a^3) \quad (4.197)$$

$$y_a = \frac{1,63}{C_f} \sqrt{\frac{P_1 - P_2}{P_1}} \quad (4.198)$$

Sendo que, G_f é a gravidade específica do gás, igual a 1 (um) para o ar; P_1 é a pressão antes da válvula e P_2 é a pressão após a válvula; C_{vv} e C_{va} são os parâmetros característicos das válvulas de vapor e ar, respectivamente. Os parâmetros para válvulas lineares são dados pelas seguintes relações:

$$C_{vv} = (C_{vv})_{u=1} u_v \quad (4.199)$$

$$C_{va} = (C_{va})_{u=1} u_a \quad (4.200)$$

Sendo que, u_a e u_v representam a posição da válvula (que varia de 0 a 1).

A massa inicial de ar (m_{a_0}) é dada por:

$$m_{a_0} = \left(\frac{P_{atm} (V_{RET} - V_L) M_A}{R_l T_{ext}} \right) \quad (4.201)$$

A Equação (4.143) representa a transferência de calor de uma partícula. Para se considerar mais exatamente a transferência de calor através do sólido, pode-se fazer a extensão da transferência para a área completa da seção transversal ocupada pelos grãos de ervilha. Nesse caso, a equação para o balanço de energia na partícula, Equação (4.137), possui um termo adicional dado por $h_{sf} a_s (T_f - T_s)$. As simulações do modelo com esse termo, entretanto, não apresentaram diferenças relevantes para a faixa de h_{sf} explorada.

De fato, os resultados indicam que para as condições investigadas, a temperatura da superfície do grão atinge rapidamente a temperatura do fluido. Como a partícula possui pequena dimensão, a avaliação da temperatura do fluido como padrão de esterilização no sólido é uma prática aceitável no contexto industrial.

Em relação ao coeficiente de troca térmica entre recipientes e autoclave, pode-se dizer que quanto maior a facilidade para a troca térmica entre retorta e lata, maior será esse coeficiente, chegando, em alguns casos, a poder se considerar que a temperatura da superfície da lata é exatamente a temperatura da retorta instantaneamente. Um típico coeficiente de transferência de calor na superfície da lata é de $30 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ (TUCKER, 1991).

4.6 Simulação do Modelo Matemático para o Sistema de Esterilização

O modelo matemático que representa o comportamento da autoclave, apresentado na seção 4.5, consiste de um conjunto de equações diferenciais ordinárias e parciais. No caso da autoclave, a estimativa da quantidade de água transferida entre as fases líquida e vapor foi feita utilizando-se a hipótese de equilíbrio de fases ideais, o que possibilitou explicitar esse termo como uma equação algébrica. A quantidade de água transferida entre as fases líquida e vapor é especialmente importante na fase de resfriamento da retorta onde a água de resfriamento utilizada encontra a retorta ainda a altas temperaturas ocasionando uma evaporação inicial importante.

As condições de contorno utilizadas para os modelos foram do tipo Robin, tanto para o grão como para a lata. Para o caso do recipiente, na maioria dos casos práticos, o número de Biot é superior a 40. Neste trabalho, devido a consideração da geometria (dimensão característica no número de Biot), os valores tiveram aproximadamente esta dimensão para a superfície radial da lata e foram superiores a 100 para a tampa e fundo da lata. Para esses valores, em geral se supõe que a temperatura da superfície do material se equaliza com a temperatura da retorta. O modelo desenvolvido abre a possibilidade de expansão de aplicação a situações com número de Biot inferiores, valores possíveis para materiais com características de menor condutividade térmica (por exemplo, o vidro).

O modelo foi simulado no *Scilab*TM, utilizando um integrador de problema de valor inicial *lsoda* pertencente ao pacote ODEPACK (HINDMARSH, 1983) que automaticamente monitora a integração e seleciona o método preditor-corretor de Adams ou um algoritmo BDF (*Backward Differentiation Formula*) conforme requerido pela rigidez do sistema que está sendo integrado. As equações diferenciais parciais foram discretizadas utilizando-se o método de colocação ortogonal com polinômios de Jacobi (VILLADSEN; MICHELSEN, 1978), sendo que o grão de ervilha foi considerado esférico (0,003 m de raio) com modelo discretizado na direção radial e o recipiente com a salmoura e grãos, representado por uma lata, foi considerado cilíndrico. A condição inicial de temperatura do sistema é de 60°C para o alimento, 26,5°C para ambiente e água de resfriamento, sendo o estado de referência vapor saturado à pressão atmosférica. A autoclave representada é do tipo horizontal operando em batelada.

A Figura 4.29 apresenta o perfil de temperatura da autoclave variando com o tempo. A trajetória de temperatura observada para a autoclave (—) ocorre a temperaturas superiores à requerida para o processo, representada, nesta figura, pelo perfil (- - -). A ausência de controle automático para o rastreamento da trajetória desejada leva à utilização de controles manuais

liga-desliga. A observação do comportamento do perfil de temperatura na autoclave indica que manter a vazão de vapor apenas controlada pela pressão da retorta, e válvulas de vapor 100% abertas ou 100% fechadas (controle liga-desliga) em cada etapa do ciclo de esterilização acarreta um processamento excessivo do alimento. Com o acoplamento de um controlador, a melhoria do ciclo poderia ser conduzida através, por exemplo, da redução da quantidade de vapor fornecida tão logo a temperatura de esterilização fosse atingida.

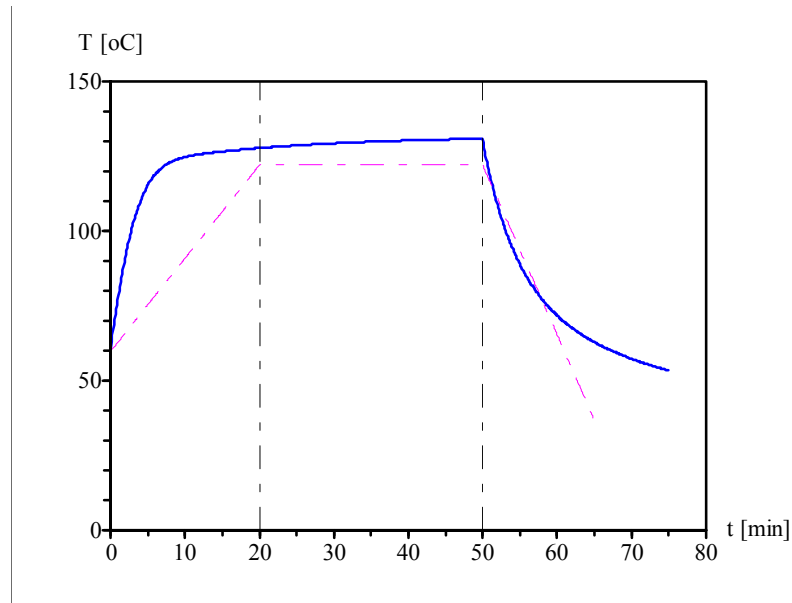


Figura 4.29 – Comportamento transiente da temperatura na autoclave (—), trajetória de temperatura usual para esterilização de vegetais em conserva em autoclave (- - -); $(N_s, N_L, M_L) = (5, 5, 7)$.

A Figura 4.30 apresenta a variação na quantidade de vapor (- - -) e a quantidade de ar (—) durante o processo de esterilização. Observa-se que durante a etapa de desaeração, feita nos primeiros cinco minutos do processo, o sistema requer uma quantidade maior de vapor para promover a retirada do ar. Finalizada esta etapa, as válvulas de desaeração são fechadas, permitindo uma alimentação de vapor que mantenha a pressão da autoclave constante. Nota-se que no início do resfriamento, o suprimento de vapor é suspenso e o sistema é alimentado com ar para controle da pressão interna na autoclave visando evitar a deformação das embalagens. A quantidade de ar, mesmo após a desaeração, não se anula, mas este ar residual é retirado continuamente do sistema através dos sangradores que permanecem abertos durante as etapas de aquecimento e esterilização.

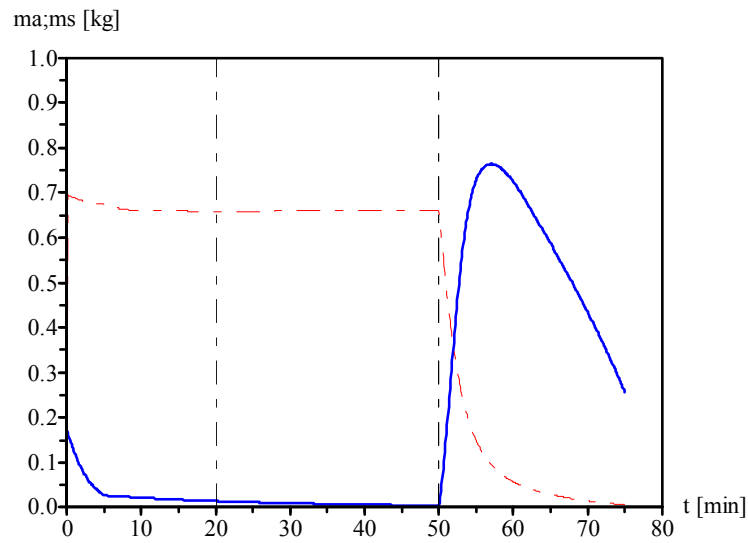


Figura 4.30 – Perfil da variação transiente na quantidade de vapor (---) e ar (—); (N_s , N_L , M_L) = (5,5,7).

A Figura 4.31 apresenta o inventário de água (—) durante o ciclo de esterilização. O suprimento de água no sistema só ocorre durante a etapa de resfriamento. Observa-se, entretanto, a presença de água em pequena quantidade durante as demais etapas do processo, justificada pela condensação do vapor, que apesar de ser em pequena proporção, não é retirada totalmente do sistema através do dreno da autoclave.

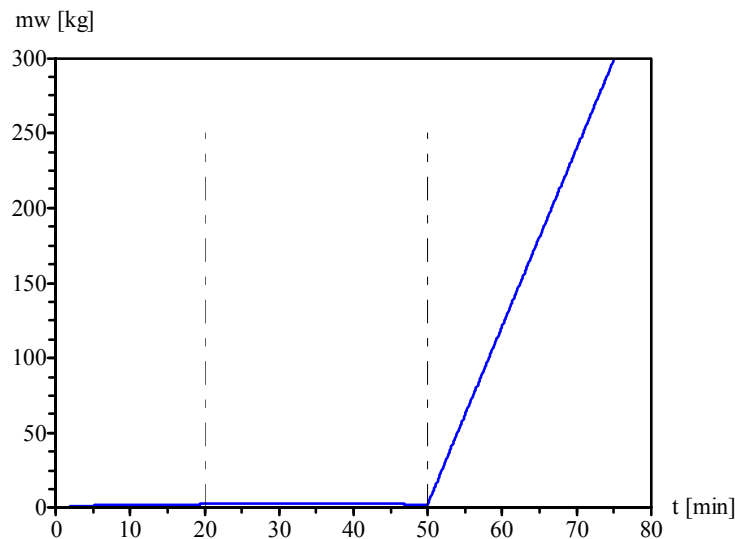


Figura 4.31 – Perfil da variação transiente no inventário de água para o ciclo de esterilização (—) e as linhas (---) marcam o início das etapas de *holding* e resfriamento; (N_s , N_L , M_L) = (5,5,7).

A Figura 4.32 apresenta o comportamento axial para a lata na posição de metade do seu raio ($r_L=R_L/2$) e a Figura 4.33 apresenta o comportamento axial para o centro da lata ($r_L=0$). A Figura 4.34 apresenta o comportamento radial na metade da sua altura ($z_L=L/2$). Os comportamentos transientes, axial e radial, foram estimados para vários instantes, englobando os quatro estágios do processo de esterilização (desaeração, aquecimento, *holding* e resfriamento).

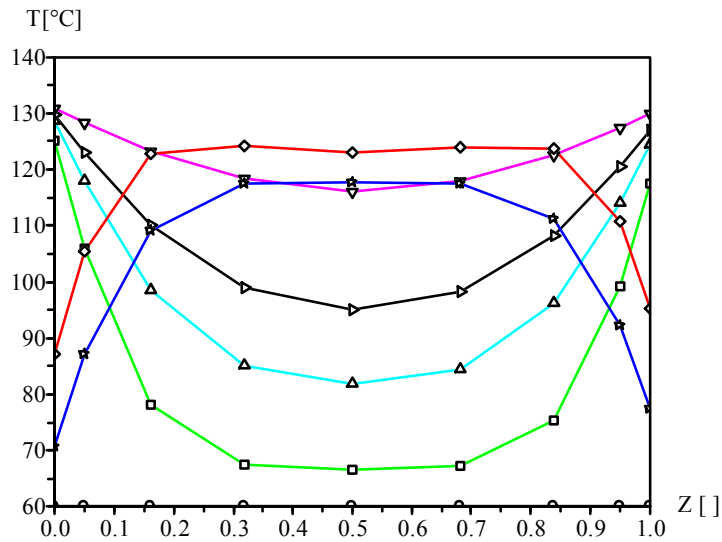


Figura 4.32 – Comportamento axial da temperatura na lata em $r_L=R_L/2$ para vários instantes de tempo, sendo: ($\circ$) comportamento inicial $t=0$; ($\square$) $t=8$ min; (Δ) $t=15$ min; (∇) $t=22$ min; (∇) $t=40$ min; ($\diamond$) $t=55$ min e ($*$) $t=60$ min; (N_s, N_L, M_L) = (5,5,7).

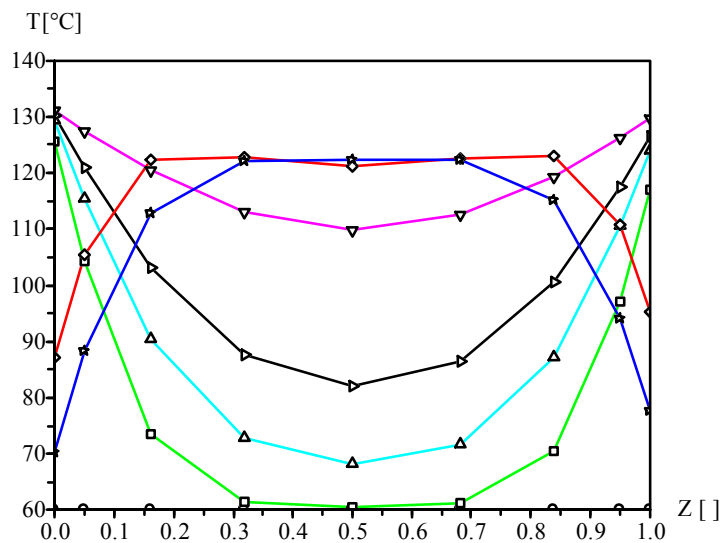


Figura 4.33 - Comportamento axial da temperatura na lata em $r_L=0$ para vários instantes de tempo, sendo: ($\circ$) comportamento inicial $t=0$; ($\square$) $t=8$ min; (Δ) $t=15$ min; (∇) $t=22$ min; (∇) $t=40$ min; ($\diamond$) $t=55$ min e ($*$) $t=60$ min; (N_s, N_L, M_L) = (5,5,7).

Verifica-se que, os perfis de temperatura apresentados por estas figuras comportam-se de maneira similar ao estimado para uma trajetória pré-definida de temperatura na autoclave (Figuras 4.19, 4.20 e 4.21), ou seja, as Figuras 4.32 e 4.33 apresentam simetria na dimensão axial; para um mesmo instante e mesma posição em z_L , os pontos em $r_L=R_L/2$ (Figura 4.32) são aquecidos ou resfriados mais rapidamente que aqueles em $r_L=0$ (Figura 4.33), com comportamento esperado para a transferência de calor que ocorre mais rapidamente nas extremidades das latas ($z_L=0$ e $z_L=L$) (Figuras 4.32 e 4.33) e em sua superfície lateral ($r_L=R_L$) (Figura 4.34) que em direção ao centro. As Figuras dessa seção apresentam o comprimento radial adimensional x_L por r_L e z_L por Z .

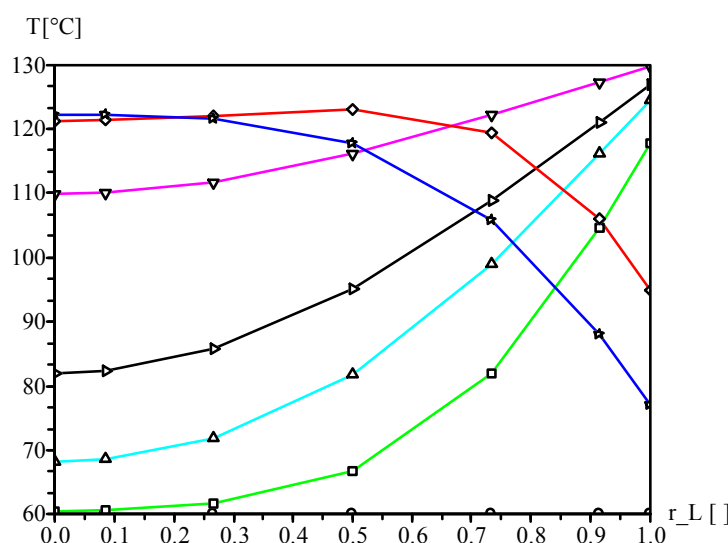


Figura 4.34 - Comportamento radial da temperatura na lata em $z_L=L/2$ para vários instantes de tempo, sendo: ($\circ$) comportamento inicial $t=0$; ($\square$) $t=8$ min; ($\triangle$) $t=15$ min; ($\triangledown$) $t=22$ min; (∇) $t=40$ min; ($\diamond$) $t=55$ min e ($\ast$) $t=60$ min; (N_s, N_L, M_L) = (5,5,7).

O comportamento padrão de um ciclo completo de esterilização encontra-se na Figura 4.35. Vê-se que, nas condições investigadas, a temperatura do centro geométrico da lata (—) não permanece na temperatura de esterilização (122°C), além disso, a temperatura da superfície da lata na metade de sua altura (---) ultrapassa a temperatura de esterilização por mais que 35 minutos, levando a um sobreprocessamento do produto.

A letalidade acumulada do processo foi estimada para as duas posições, centro geométrico da lata (Figura 4.36) e superfície lateral no meio da lata (Figura 4.37). Alimentos de baixa acidez, dentre eles vegetais em salmoura, cujo microrganismo alvo do processo de esterilização é o *Clostridium botulinum*, que apresenta um valor z de 10°C , requerem uma letalidade, na temperatura de referência de $121,1^\circ\text{C}$, entre 3 e 6 minutos ($F_{121,1}^{10} = F_0 = 3-6$ min) (FELLOWS, 2000). Observa-se que a letalidade conferida pelo processo foi de aproximadamente 20 minutos, valor muito acima do praticado usualmente

pelas indústrias de processamento de conservas. O sobreprocessamento observado deve-se ao fato do processamento ser conduzido a temperaturas superiores às requeridas para conferir a esterilidade comercial ao alimento. A Figura 4.37 apresenta a letalidade do processo na superfície da lata. Verifica-se que para garantir a esterilização no centro da lata, a letalidade na superfície da lata equivale, aproximadamente, 10 vezes a letalidade no centro da lata (Figura 4.36).

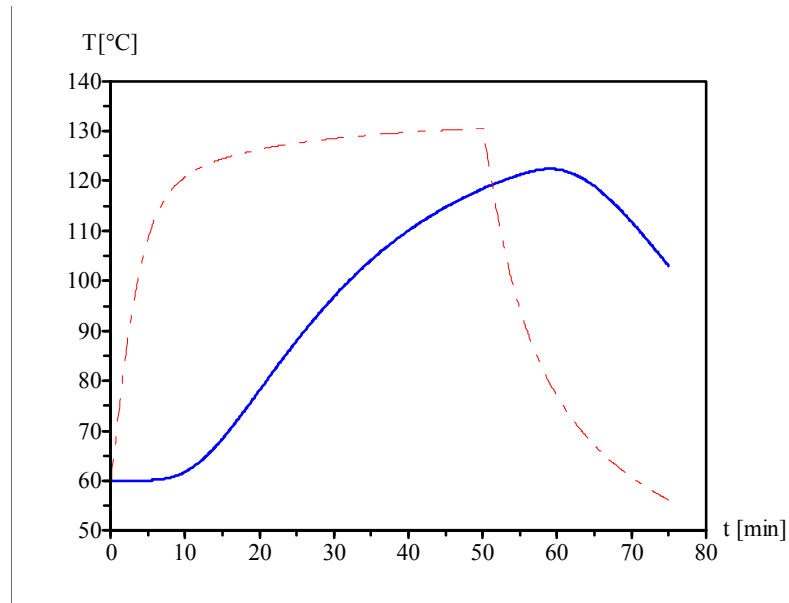


Figura 4.35 - Comportamento de temperatura na lata em $z_L=L/2$ para a superfície lateral (---) e para o centro geométrico da lata (—); $(N_s, N_L, M_L) = (5,5,7)$.

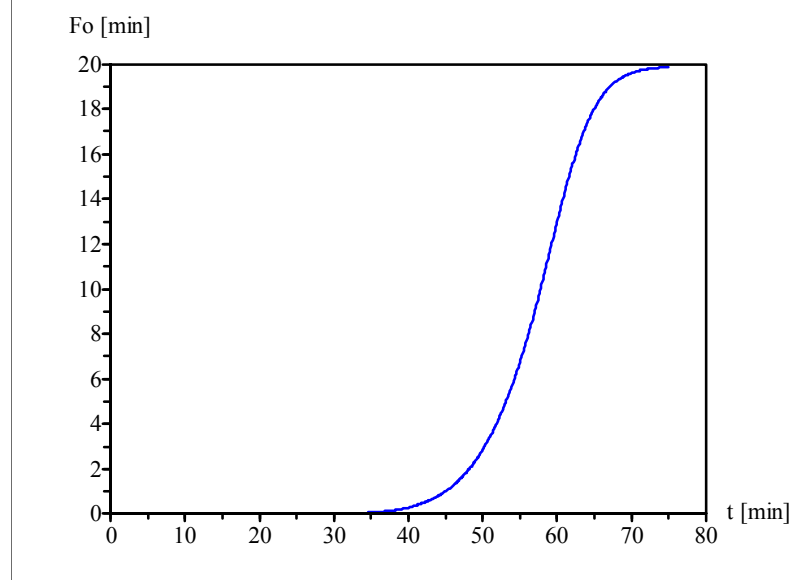


Figura 4.36 – Letalidade do processo térmico no centro da lata ($r_L=0$ e $z_L=L/2$); $(N_s, N_L, M_L) = (5,5,7)$.

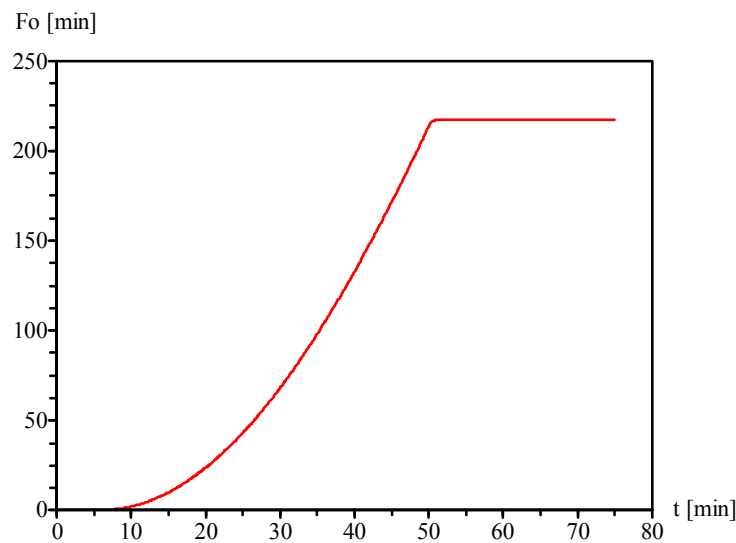


Figura 4.37 – Letalidade do processo térmico na superfície da lata ($r_L=R_L$ e $z_L=L/2$); (N_s, N_L, M_L) = (5,5,7).

A taxa de letalidade do processo térmico no centro e na superfície da lata é apresentada pelas Figuras 4.38 e 4.39, respectivamente. Observa-se que a trajetória de temperatura percorrida pelo processo conferiu uma taxa de letalidade, para o centro da lata, aproximadamente 1,3 vezes o valor da taxa de letalidade na temperatura de referência. Como o centro da lata corresponde ao ponto onde a troca térmica é mais lenta, tanto para aquecer como resfriar, observa-se que a curva da taxa de letalidade se desloca, no tempo, em função do atraso para que o centro da lata perceba e comece percorrer a trajetória para a temperatura em cada uma das etapas do processo.

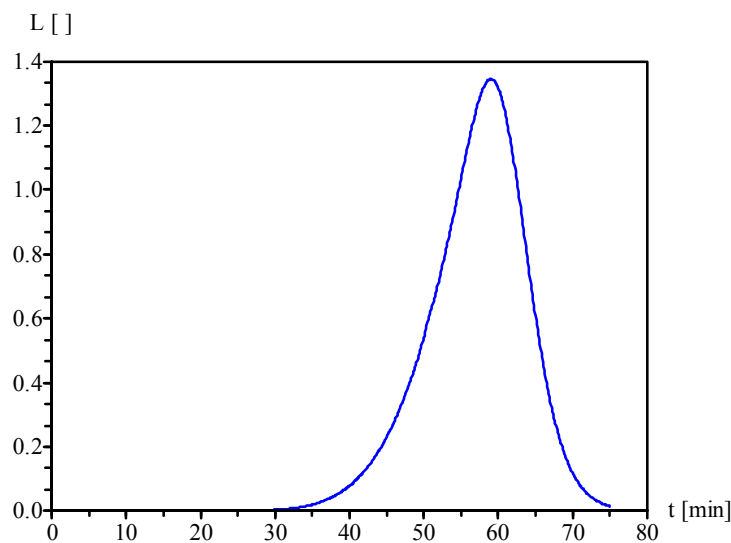


Figura 4.38 – Taxa de letalidade ($\mathbb{L}$) do processo térmico no centro da lata ($r_L=0$ e $z_L=L/2$); (N_s, N_L, M_L)=(5,5,7).

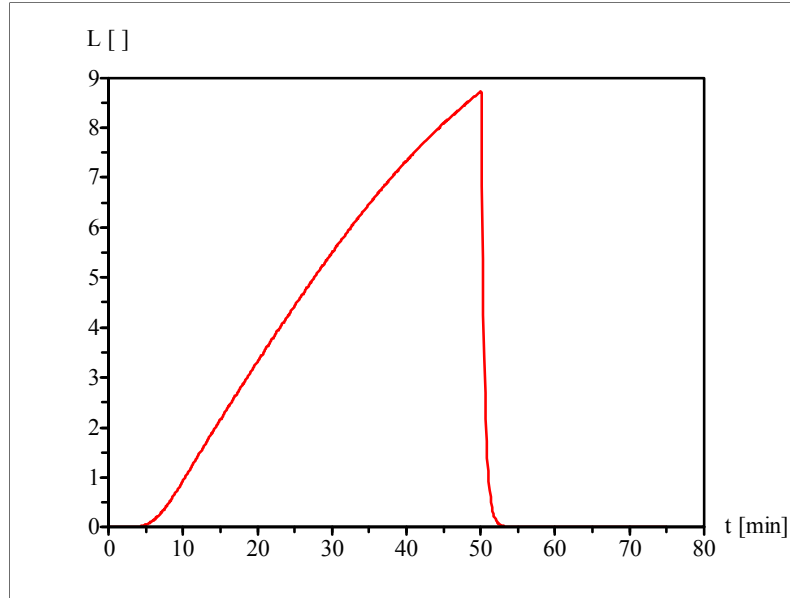


Figura 4.39 – Taxa de letalidade (L) do processo térmico na superfície da lata; (N_s, N_L, M_L) = (5,5,7).

A taxa de letalidade para a superfície da lata é aproximadamente 8,5 vezes o valor da taxa de letalidade à temperatura de referência (Figura 4.39). Observa-se que o perfil da curva de letalidade para a superfície da lata abrange a etapa de aquecimento, esterilização e finaliza-se logo após o início do resfriamento, não se deslocando no tempo conforme observado para o centro da lata. Como a temperatura da superfície da lata equaliza-se, quase que instantaneamente com a temperatura da autoclave, o aquecimento e resfriamento ocorrem muito rapidamente permitindo, que as contribuições de cada fase para a taxa de letalidade, sejam conferidas aproximadamente no mesmo instante que ocorrem na autoclave.

4.7 Validação do Modelo Matemático para o Sistema de Esterilização

A validação do modelo proposto deu-se pela comparação dos resultados obtidos, para a temperatura do produto na lata, com o observado para os dados experimentais reportados por Akterian (1996) para a curva de penetração térmica durante a esterilização de ervilhas em salmoura.

A simulação nesta seção, considera os parâmetros para o sistema (produto, lata, autoclave e processo) definidos pelas seções 4.5 e 4.6, utilizando para a lata, os polinômios de Jacobi com $(N_L, \alpha_r, \beta_r) = (5, 1, 1)$ na direção axial e na direção radial os polinômios de Jacobi $(M_L, \alpha_z, \beta_z) = (7, 1, 1)$. Para o grão, utilizou-se colocação ortogonal unidimensional na direção radial a partir dos polinômios de Jacobi com $(N_s, \alpha_r, \beta_r) = (5, 1, 1)$.

A Figura 4.40 apresenta o comportamento da temperatura para a simulação do modelo reportado por Akterian (1996) (---) e o comportamento da temperatura média do produto (—) simulada a partir do modelo proposto neste trabalho.

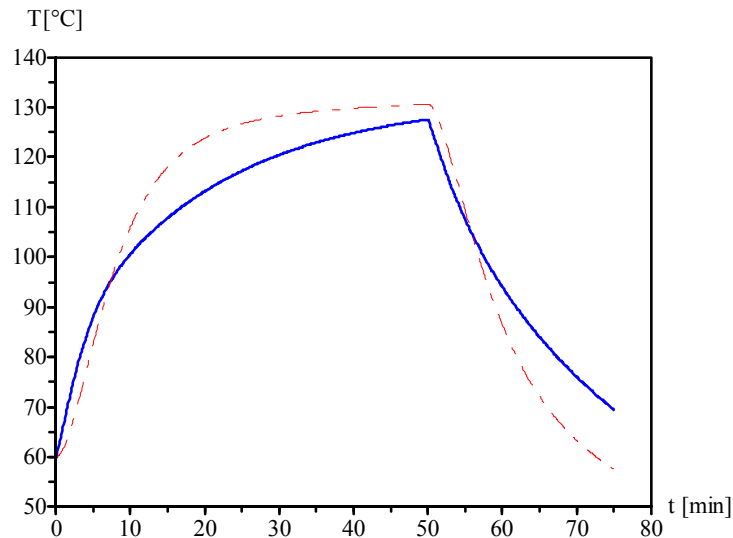


Figura 4.40 – Comportamento transiente da temperatura simulado a partir do modelo reportado por Akterian (1996), baseado em dados experimentais (---), e o comportamento da temperatura média do produto simulado a partir do modelo proposto (—); $(N_s, N_L, M_L) = (5, 5, 7)$; $h_{sf} = 1 \text{ kJ/m}^2\text{°C min}$ e $h_{LRET} = 50 \text{ kJ/m}^2\text{°C min}$

A Figura 4.41 apresenta as curvas de temperatura na superfície (—) e no centro geométrico da lata (—), o comportamento da temperatura considerando dados experimentais reportados por Akterian (1996) para a curva de penetração térmica (---) e o comportamento a 1/3 da altura no centro radial da lata (---).

Nota-se, que o modelo proposto representa satisfatoriamente a dinâmica existente na lata comparado ao comportamento apresentado pelo modelo baseado em dados experimentais reportado por Akterian (1996), comportamento evidenciado nas Figuras 4.40 e 4.41.

A Figura 4.42 apresenta o efeito da discretização dos modelos do grão e da lata no comportamento da letalidade do centro geométrico da lata (ponto simulado de menor temperatura). A nomenclatura segue o critério já apresentado anteriormente, onde o conjunto (N_s, N_L, M_L) indica o número de pontos internos de colocação na direção radial para o grão, o número de pontos internos de colocação na direção radial para a lata e o número de pontos internos de colocação na direção axial da lata, respectivamente. As simulações apresentadas estimam o calor trocado com a ervilha em cada ponto de colocação interno na lata como se um grão de ervilha estivesse

colocado naquela posição da lata. Sendo assim, o conjunto de equações referentes à dinâmica de temperatura (a cada um dele está associado a letalidade correspondente) compreendendo cada ponto da lata é dado conforme o esquema apresentado na Tabela 4.4.

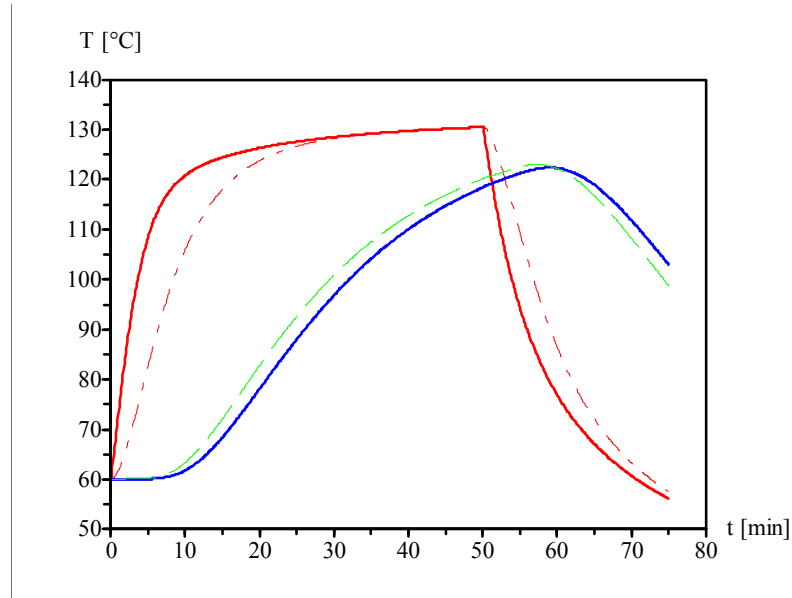


Figura 4.41 – Comportamento transiente da temperatura no centro geométrico (—) e na superfície da lata (—), comportamento utilizando dados experimentais reportados por Akterian, (1996) para a curva de penetração térmica (- - -); comportamento a 1/3 da altura no centro radial da lata ($z_L=L/3$) (- - -); para as discretizações (N_s, N_L, M_L)=(5,5,7); $h_{sf}=1 \text{ kJ/m}^2\text{°C min}$ e $h_{LRET}=50 \text{ kJ/m}^2\text{°C min}$.

A Figura 4.43 apresenta a comparação dos perfis de temperatura na lata para as discretizações (N_s, N_L, M_L) = (3,3,3), (3,3,5) e (5,5,7), indicando que o seu efeito maior dá-se na letalidade.

Nesse trabalho, não se procurou otimizar a escolha dos polinômios de Jacobi para os estudos realizados de discretização. Os resultados das simulações indicam que embora pequenas diferenças nos perfis existam com o refinamento da discretização das equações diferenciais parciais, para o grau de análise que se procura desenvolver nessa seção, a escolha de parâmetros (N_s, N_L, M_L)= (3,3,5) é adequada para representar a letalidade e perfis de temperatura na lata e grão de ervilha. Assim, quando não indicado ao contrário a discretização utilizada, a partir desta seção, será dada por (3,3,5).

Tabela 4.4 - Esquema de discretização dos balanços de energia para a lata indicando as $(N_L M_L)(N_s+1)$ equações diferenciais resultantes. Para as equações representando T_s , a coluna à esquerda representa a posição do grão na lata.

$T_L(1,1)$	$T_L(1,2)$		$T_L(1, M_L - 1)$	$T_L(1, M_L)$
$T_L(2,1)$	$T_L(2,2)$		$T_L(2, M_L - 1)$	$T_L(2, M_L)$
:	:	:	:	:
$T_L(N_L-1,1)$	$T_L(N_L-1,2)$		$T_L(N_L-1, M_L - 1)$	$T_L(N_L-1, M_L - 1)$
$T_L(N_L,1)$	$T_L(N_L,2)$		$T_L(N_L, M_L - 1)$	$T_L(N_L, M_L)$
(1,1) $T_s(1,1)$	(1,2) $T_s(1,1)$		(1, M_L-1) $T_s(1,1)$	(1, M_L) $T_s(1,1)$
(1,1) $T_s(2,1)$	(1,2) $T_s(2,1)$		(1, $M_L - 1$) $T_s(2,1)$	(1, M_L) $T_s(2,1)$
:	:		:	:
(1,1) $T_s(N_s-1,1)$	(1,2) $T_s(N_s-1,1)$		(1, $M_L - 1$) $T_s(N_s-1,1)$	(1, M_L) $T_s(N_s-1,1)$
(1,1) $T_s(N_s,1)$	(1,2) $T_s(N_s,1)$		(1, $M_L - 1$) $T_s(N_s,1)$	(1, M_L) $T_s(N_s,1)$
(2,1) $T_s(1,1)$	(2,2) $T_s(1,1)$		(2, $M_L - 1$) $T_s(1,1)$	(2, M_L) $T_s(1,1)$
(2,1) $T_s(2,1)$	(2,2) $T_s(2,1)$		(2, $M_L - 1$) $T_s(2,1)$	(2, M_L) $T_s(2,1)$
:	:		:	:
(2,1) $T_s(N_s-1,1)$	(2,2) $T_s(N_s-1,1)$		(2, $M_L - 1$) $T_s(N_s-1,1)$	(2, M_L) $T_s(N_s-1,1)$
(2,1) $T_s(N_s,1)$	(2,2) $T_s(N_s,1)$		(2, $M_L - 1$) $T_s(N_s,1)$	(2, M_L) $T_s(N_s,1)$
($N_L,1$) $T_s(1,1)$	($N_L,2$) $T_s(1,1)$		($N_L, M_L - 1$) $T_s(1,1)$	(N_L, M_L) $T_s(1,1)$
($N_L,1$) $T_s(2,1)$	($N_L,2$) $T_s(2,1)$		($N_L, M_L - 1$) $T_s(2,1)$	(N_L, M_L) $T_s(2,1)$
:	:		:	:
($N_L,1$) $T_s(N_s-1,1)$	($N_L,2$) $T_s(N_s-1,1)$		($N_L, M_L - 1$) $T_s(N_s-1,1)$	(N_L, M_L) $T_s(N_s-1,1)$
($N_L,1$) $T_s(N_s,1)$	($N_L,2$) $T_s(N_s,1)$		($N_L, M_L - 1$) $T_s(N_s,1)$	(N_L, M_L) $T_s(N_s,1)$

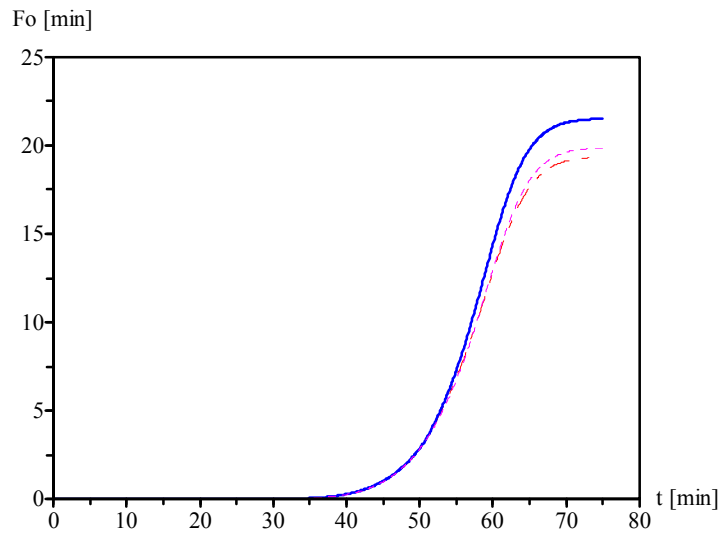


Figura 4.42 – Comportamento da letalidade no centro geométrico da lata, para as discretizações $(N_s, N_L, M_L) = (3,3,3)$ (—) x $(3,3,5)$ (---) x $(5,5,7)$ (- - -).

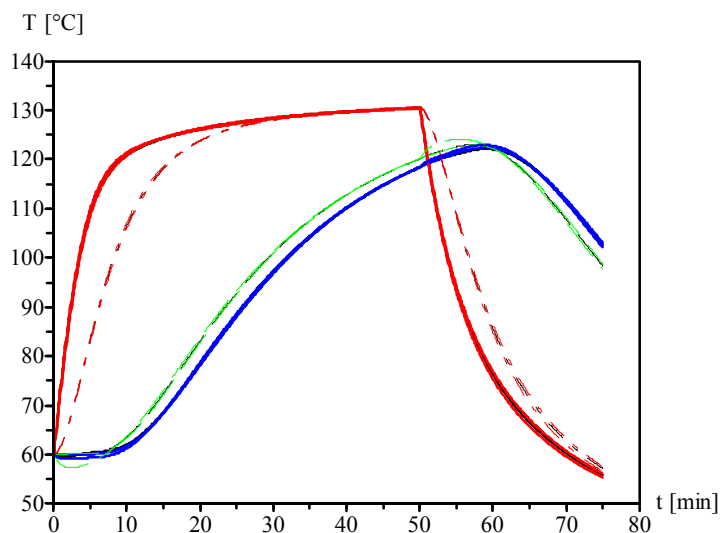


Figura 4.43– Comportamento da temperatura no centro geométrico (—) e na superfície da lata (—), comportamento da temperatura utilizando dados experimentais reportados por Akterian, (1996) para a curva de penetração térmica (- - -); comportamento a 1/3 da altura no centro radial da lata ($z_L=L/3$) (- - -); para as discretizações $(N_s, N_L, M_L) = (3,3,3)$, $(3,3,5)$ e $(5,5,7)$.

4.8 Simulação do Modelo Matemático para diferentes condições de operação do Sistema de Esterilização

Com o objetivo de se analisar o efeito das variáveis no sistema, as seguintes situações foram avaliadas por simulação.

Situação I: Processamento com coeficiente de transferência de calor na superfície da lata variável.

Situação II: Processamento com resfriamento no instante $t = 100$ min.

Situação III: Processamento com variação da temperatura inicial do produto.

Situação IV: Processamento sem promover a desaeração do sistema.

Situação V: Processamento com resfriamento por circulação de ar.

A simulação para cada uma das situações propostas acima, quando não especificado de forma diferente, considera os parâmetros para o sistema (produto, lata, autoclave e processo) definidos pelas secções 4.5 e 4.6. Nesta simulação, utilizou-se para a lata, os polinômios de Jacobi com $(N_L, \alpha_r, \beta_r) = (3, 1, 1)$ na direção axial e na direção radial os polinômios de Jacobi $(M_L, \alpha_z, \beta_z) = (5, 1, 1)$. Para o grão, utilizou-se colocação ortogonal unidimensional na direção radial a partir dos polinômios de Jacobi com $(N_s, \alpha_r, \beta_r) = (3, 1, 1)$.

4.8.1 Efeito da variação do coeficiente de transferência de calor na superfície da lata para o processo de esterilização

O coeficiente de transferência de calor na superfície da lata foi utilizado, na seção 4.5, no valor de $50 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ constante durante todas as etapas do processo térmico. Um aperfeiçoamento do modelo seria conseguido se esse valor fosse função das condições da autoclave sendo atualizado durante o processamento, pois durante a desaeração espera-se uma redução desse valor devido a presença de ar na fase de resfriamento; esse coeficiente reduz-se bastante pela inundação por água, chegando a valores de $9 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ (AKTERIAN, 1999).

Esta seção apresenta a simulação comparativa para o comportamento do processo considerando o coeficiente de transferência de calor na superfície da lata igual a $50 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ e a $30 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$, valores mantidos constantes durante todos os ciclos de esterilização, para cada análise. Simulando também, o desempenho do processo de esterilização com o coeficiente de transferência de calor na superfície da lata variando com os ciclos, utilizou-se o valor de $50 \text{ kJ/(m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min)}$ durante a

fase de aquecimento e esterilização (*holding*), 80% desse valor durante a desaeração, devido a presença de ar, e 60% para a fase de resfriamento conforme tendência de comportamento sugerida por Akterian (1999).

O coeficiente de transferência de calor lata-autoclave para a etapa de resfriamento com inundação da autoclave pode ser determinado conforme Geankoplis (2003), com a nomenclatura padrão para o termo descrita na seção 2.6.

$$N_{Nu} = \frac{h_{LRET} L}{k} = a \left(\frac{L^3 \rho^2 g \beta \Delta T}{\mu^2} \frac{c_p \mu}{k} \right)^m = a (N_{Gr} N_{Pr})^m \quad (4.202)$$

A dinâmica de inundação faz com que o processo seja misto (autoclave parcialmente inundada), enquanto a inundação acontece, o que complica a estimativa precisa dos coeficientes. Mesmo a consideração de sistema inundado com água nas condições do processo de inundação e N_{Gr} e N_{Pr} na faixa 10^4 a 10^9 , tem-se uma variação do coeficiente com a diferença de temperatura entre a autoclave e a superfície da lata ΔT conforme segue,

$$h_{LRET} = 14,15(\Delta T)^{0,25} \quad (4.203)$$

Considerando a faixa média de variação de temperatura no processo em estudo tem-se que o comportamento para o coeficiente de transferência de calor é dado conforme a Figura 4.44. O que indica que mesmo para um mesmo estágio do ciclo de esterilização, têm-se uma variação importante dos coeficientes de transferência de calor.

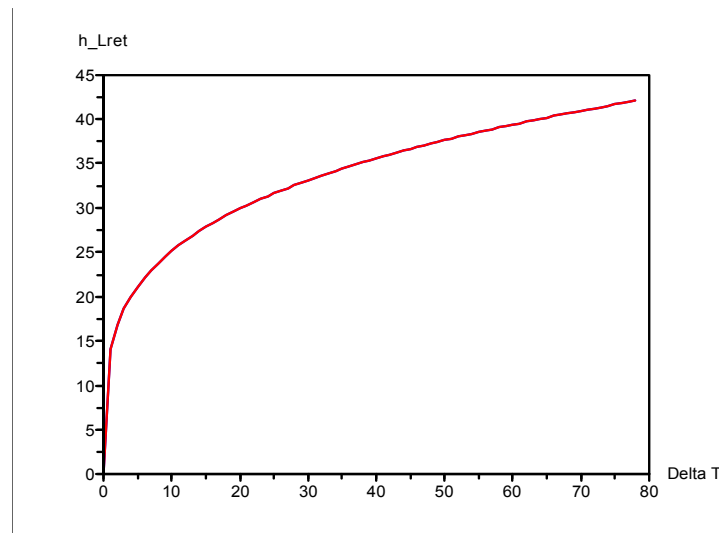


Figura 4.44 – Comportamento do coeficiente de transferência de calor lata-retorta para a faixa de variação de temperatura (ΔT) do processo de esterilização em estudo; $(N_s, N_L, M_L) = (3, 3, 5)$.

A consideração de valores médios para o processo foi abordada de duas formas: (i) valores médios para cada etapa (aquecimento, manutenção térmica (*holding*) e resfriamento). e (ii) valores constantes para todo o processo. Acredita-se que um refinamento dos coeficientes de troca térmica poderia melhorar significativamente a qualidade da representação dos dados simulados.

Pinho e Cristianini (2005) determinaram experimentalmente o coeficiente de transferência de calor para a esterilização de comida de crianças (creme de vegetais e carne) em recipientes de vidro processados em autoclave com aquecimento a água. Os autores dividiram o ciclo de esterilização nas etapas: aquecimento inicial, aquecimento, resfriamento inicial (primeiros 10 minutos) e resfriamento final, encontrando os valores de 6,48 kJ/m² K min, 54,12 kJ/m² K min, 59,52 kJ/m² K min e 58,14 kJ/m² K min, respectivamente.

A Figura 4.45 apresenta as curvas de temperatura na superfície (—), e no centro geométrico da lata (—), o comportamento da temperatura considerando dados experimentais reportados por Akterian, (1996) para a curva de penetração térmica (- - -); e comportamento a 1/3 da altura no centro radial da lata (- - -), para o processo simulado considerando o coeficiente de transferência de calor $h_{LRET} = 30 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$, constante durante o processo de esterilização. Observa-se que as curvas de temperatura apresentaram comportamento semelhante ao proporcionado pela simulação considerando o $h_{LRET} = 50 \text{ kJ/(m}^2 \text{ } ^\circ\text{Cmin)}$ (Figura 4.43). Nota-se entretanto, que variações desta grandeza influenciam a letalidade do processo (Figura 4.46).

O efeito da variação do coeficiente de transferência de calor durante os ciclos de esterilização foi avaliado através da simulação do processo considerando $h_{LRET} = 40 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ para a etapa de desaeração, $h_{LRET} = 50 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ para o aquecimento e resfriamento e $h_{LRET} = 30 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ para o resfriamento.

As Figuras 4.47 a 4.56 apresentam o comportamento de parâmetros para esta condição de processamento com a discussão conduzida considerando os resultados obtidos para a simulação com coeficiente de troca térmica na superfície da lata constante durante todo o processo no valor de $h_{LRET} = 50 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ (seções 4.5 e 4.6).

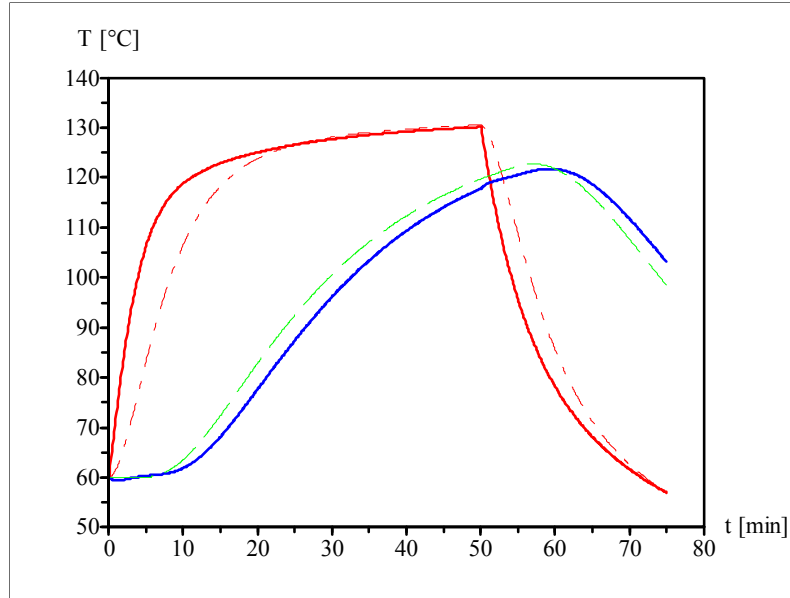


Figura 4.45 – Comportamento transiente da temperatura no centro geométrico (—) e na superfície da lata (—), comportamento da temperatura utilizando dados experimentais reportados por Akterian (1996) para a curva de penetração térmica (---); comportamento a 1/3 da altura no centro radial da lata ($z_L=L/3$) (- - -); (N_s, N_L, M_L)=(3,3,5); $h_{sf} = 1 \text{ kJ/m}^2\text{°C min}$ e $h_{LRET} = 30 \text{ kJ/m}^2\text{°C min}$.

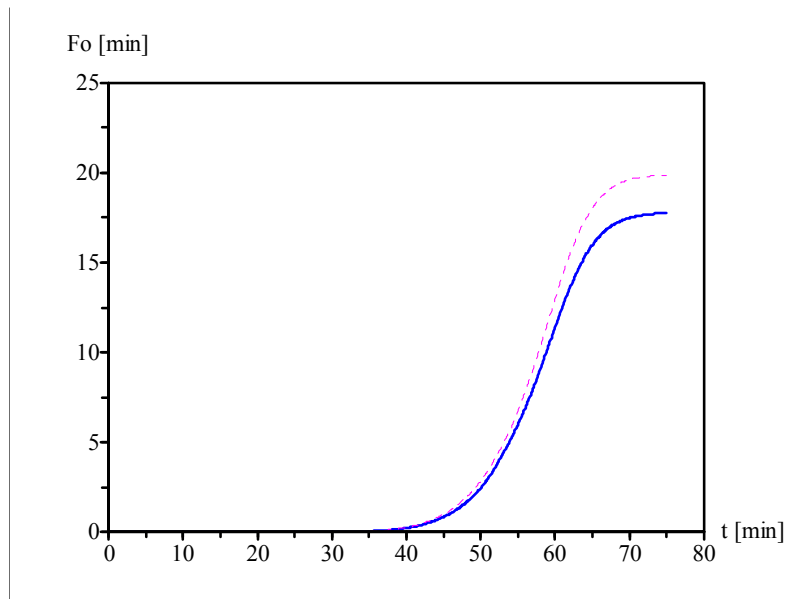


Figura 4.46 – Comportamento da letalidade no centro geométrico da lata para simulações com coeficiente de transferência de calor na superfície da lata igual a $h_{LRET} = 50 \text{ kJ/m}^2\text{°C min}$ (---) e $h_{LRET} = 30 \text{ kJ/m}^2\text{°C min}$ (—); (N_s, N_L, M_L)=(3,3,5); $h_{sf} = 1 \text{ kJ/m}^2\text{°C min}$.

A Figura 4.47 apresenta as curvas de temperatura para o centro e superfície da lata considerando a variação do coeficiente de transferência de calor na superfície da lata igual para $h_{LRET} = 50 \text{ kJ/m}^2\text{°C min}$, na superfície (---) e no centro geométrico (---);

para $h_{LRET} = 30 \text{ kJ/m}^2\text{°C min}$, na superfície (—) e centro geométrico (—); para variação entre os ciclos ($h_{LRET} = 40 \text{ kJ/m}^2\text{°C min}$ durante a desaeração, $h_{LRET} = 50 \text{ kJ/m}^2\text{°C min}$ durante o aquecimento e esterilização e $h_{LRET} = 30 \text{ kJ/m}^2\text{°C min}$ durante o resfriamento) na superfície (— —) e no centro geométrico (— —). Observa-se que a consideração do coeficiente de transferência de calor na superfície da lata (h_{LRET}) variável nos três casos, leva a uma pequena variação na região de mudança do ciclo de desaeração para o aquecimento e do *holding* para o resfriamento, regiões do ciclo onde o coeficiente de transferência de calor foi reduzido.

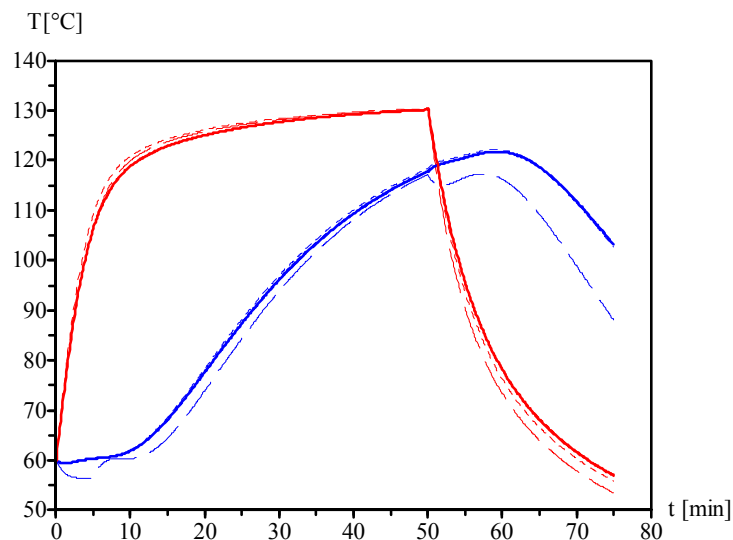


Figura 4.47 – Comportamento transiente da temperatura na superfície e no centro geométrico da lata, para diferentes valores do coeficiente de transferência de calor: para $h_{LRET} = 50 \text{ kJ/m}^2\text{°C min}$, na superfície (—) e no centro geométrico (—); para $h_{LRET} = 30 \text{ kJ/m}^2\text{°C min}$, na superfície (— —) e no centro geométrico (— —); para variação entre os ciclos ($h_{LRET} = 40 \text{ kJ/m}^2\text{°C min}$ durante a desaeração, $h_{LRET} = 30 \text{ kJ/m}^2\text{°C min}$ durante o aquecimento e esterilização e $h_{LRET} = 50 \text{ kJ/m}^2\text{°C min}$ durante o resfriamento), na superfície (— —) e no centro geométrico (— —); (N_s, N_L, M_L)=(3,3,5).

A Figura 4.48 apresenta o perfil de temperatura da autoclave variando com o tempo para a condição de h_{LRET} variável com os ciclos.

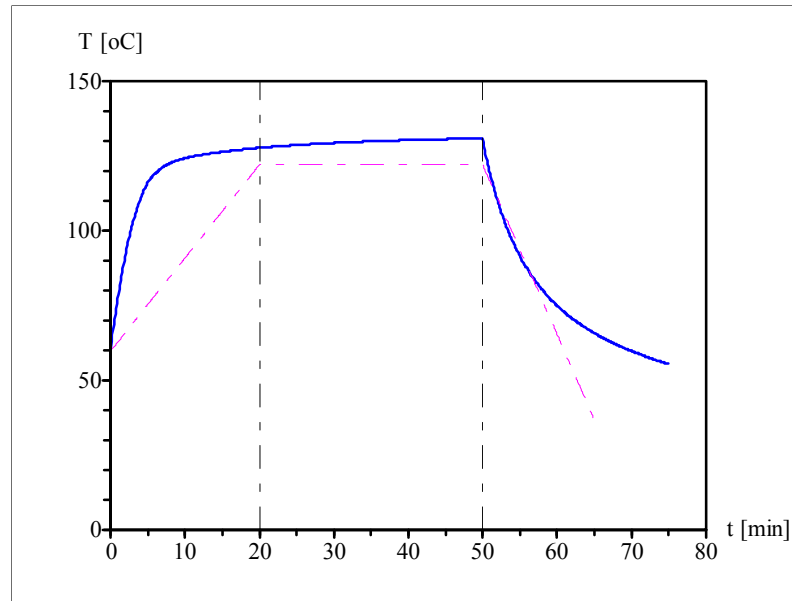


Figura 4.48 – Comportamento transiente da temperatura na autoclave (—), trajetória usual das etapas de esterilização de vegetais em conserva (---); $h_{LRET}=40 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ durante a desaeração, $h_{LRET}=50 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ durante o aquecimento e esterilização e $h_{LRET}=30 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ durante o resfriamento; $(N_s, N_L, M_L)=(3,3,5)$.

Observa-se, para as variações efetuadas no coeficiente de transferência de calor na superfície da lata, que a trajetória de temperatura dentro da autoclave apresentou uma leve variação, nas etapas de desaeração e resfriamento, em relação à curva obtida com h_{LRET} constante (Figura 4.29), sendo percebida mais facilmente durante o resfriamento, pelo fato da redução no valor do h_{LRET} ter sido mais expressiva e do processo permanecer por maior tempo neste ciclo comprado ao tempo dedicado à esta de desaeração. Pode-se concluir que a definição dos coeficientes de troca térmica entre a superfície da lata e o meio, é primordial para proporcionar simulações, a partir de modelos matemáticos, que representem adequadamente o comportamento do processo de esterilização em estudo.

A Figura 4.49 apresenta a variação na quantidade de vapor e ar durante o processo de esterilização. Observa-se que as variações efetuadas no coeficiente de transferência de calor na superfície da lata não interferiram significativamente na quantidade de vapor requerida pelo sistema quando se compara ao perfil fornecido pela Figura 4.29. Conforme esperado, as curvas de desaeração pouco modificaram, em relação ao processo conduzido com coeficiente de troca térmica na superfície da lata constante e igual a $h_{LRET} = 50 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ (Figuras 4.30), por apresentarem comportamento de gases ideais e serem pouco influenciadas pelo coeficiente de troca térmica na superfície da lata.

A Figura 4.50 apresenta a letalidade acumulada do processo estimada para o centro geométrico da lata considerando a variação do coeficiente de transferência de calor na superfície da lata igual a $50 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ (---) e $30 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ (—), constantes durante todos os ciclos de esterilização e o comportamento quando adota-se os valores $40 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$, para a etapa de desaeração, $50 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ durante o aquecimento e *holding* e $30 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ durante o resfriamento (—). Conforme esperado, o melhor desempenho da letalidade foi observado para a simulação considerando o coeficiente de transferência de calor na superfície da lata igual a $50 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$, condição de maior transferência de calor para a lata e por consequência, para a partícula.

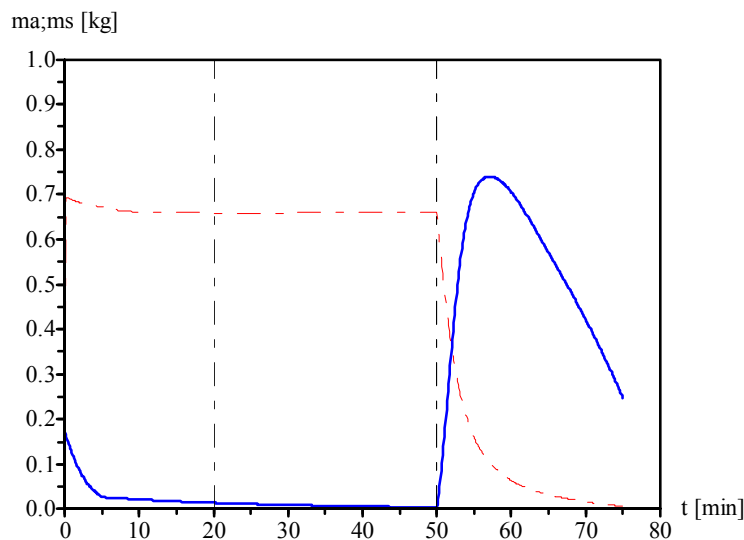


Figura 4.49 – Perfil de variação na quantidade de vapor (---) e na quantidade de ar (—), em função do tempo; $h_{LRET}=40 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ durante a desaeração, $h_{LRET}=50 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ durante o aquecimento e esterilização e $h_{LRET}=30 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ durante o resfriamento; $(N_s, N_L, M_L)=(3,3,5)$.

A letalidade acumulada do processo estimada para a superfície da lata considerando a variação no coeficiente de transferência de calor variável com os ciclos adotando-se $40 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$, para a etapa de desaeração, $50 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ durante o aquecimento e *holding* e $30 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ durante o resfriamento é apresentada na Figura 4.51. Observa-se que a letalidade não apresenta variação significativa, quando comparada à Figura 4.37 pela baixa resistência à transferência de calor por convecção proporcionada pelos coeficientes adotados.

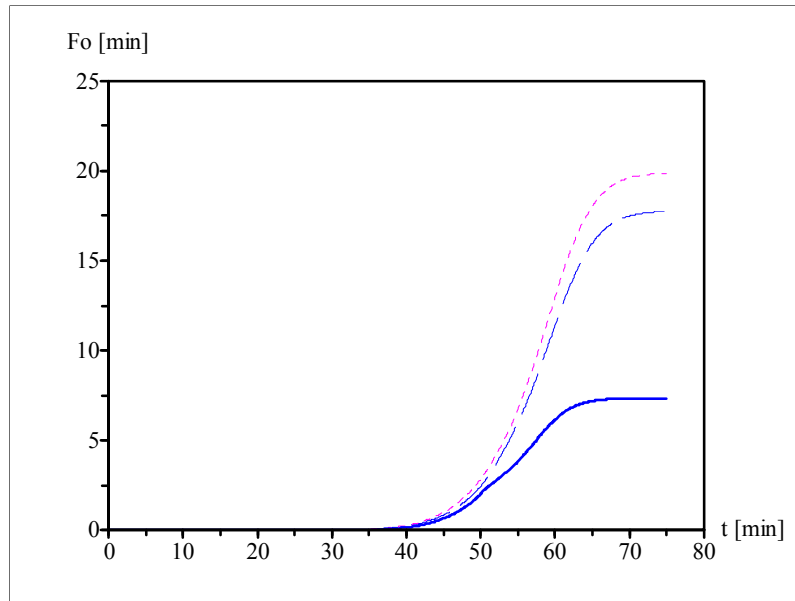


Figura 4.50 – Letalidade do processo térmico no centro geométrico da lata, para diferentes valores do coeficiente de transferência de calor na superfície da lata; considerando $h_{LRET} = 50 \text{ kJ/m}^2\text{°C min}$ (---), $h_{LRET} = 30 \text{ kJ/m}^2\text{°C min}$ (---) e variação entre os ciclos com $h_{LRET} = 40 \text{ kJ/m}^2\text{°C min}$ durante a desaeração, $h_{LRET} = 50 \text{ kJ/m}^2\text{°C min}$ durante o aquecimento e esterilização e $h_{LRET} = 30 \text{ kJ/m}^2\text{°C min}$ durante o resfriamento (—); considerando desaeração nos cinco primeiros minutos do processo e $(N_s, N_L, M_L) = (3, 3, 5)$.

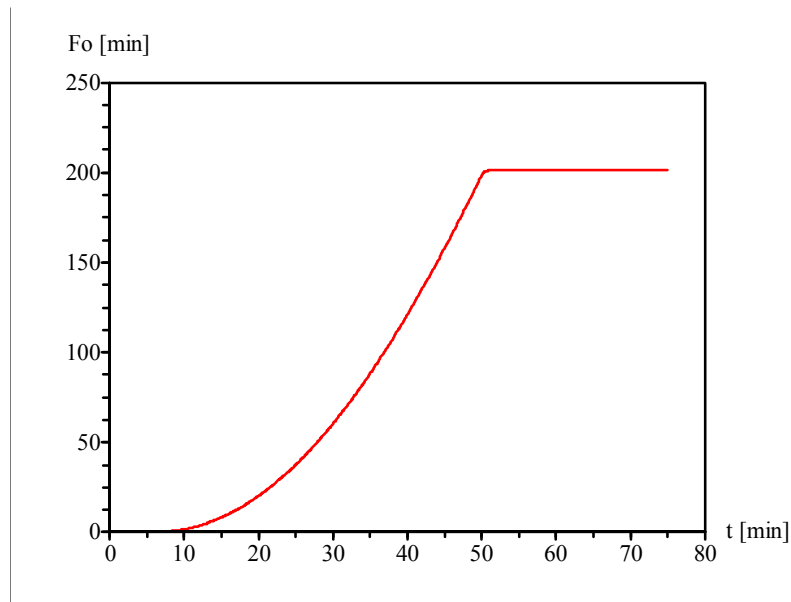


Figura 4.51 – Letalidade do processo térmico na superfície da lata ($r_L = 1$ e $Z_L = L/2$); $h_{LRET} = 40 \text{ kJ/m}^2\text{°C min}$ durante a desaeração, $h_{LRET} = 50 \text{ kJ/m}^2\text{°C min}$ durante o aquecimento e esterilização e $h_{LRET} = 30 \text{ kJ/m}^2\text{°C min}$ durante o resfriamento; considerando desaeração nos cinco primeiros minutos do processo e $(N_s, N_L, M_L) = (3, 3, 5)$.

As taxas de letalidade do processo térmico, simuladas para o centro e a superfície da lata, encontram-se representadas pelas Figuras 4.52 e 4.53, respectivamente.

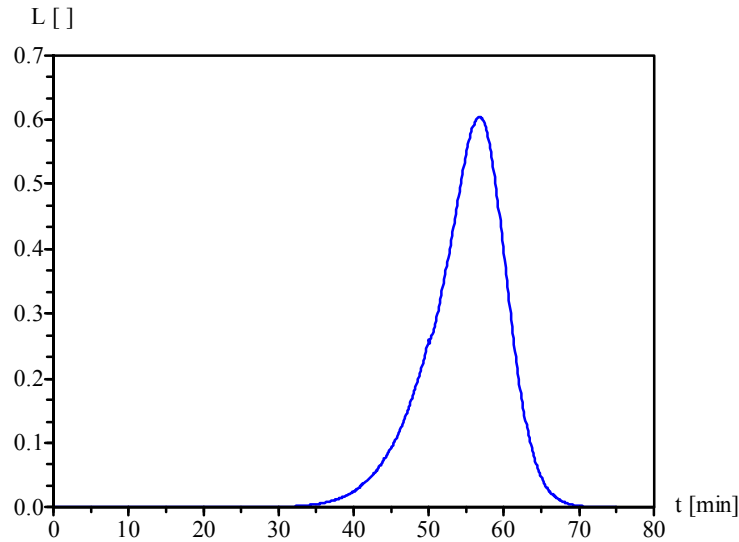


Figura 4.52 – Taxa de letalidade ($\mathbb{L}$) do processo térmico no ponto frio da lata; $h_L=40 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ durante a desaeração; $h_L=50 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ durante o aquecimento a esterilização e $h_L=30 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ durante o resfriamento; $(N_s, N_L, M_L) = (5, 11, 11)$.

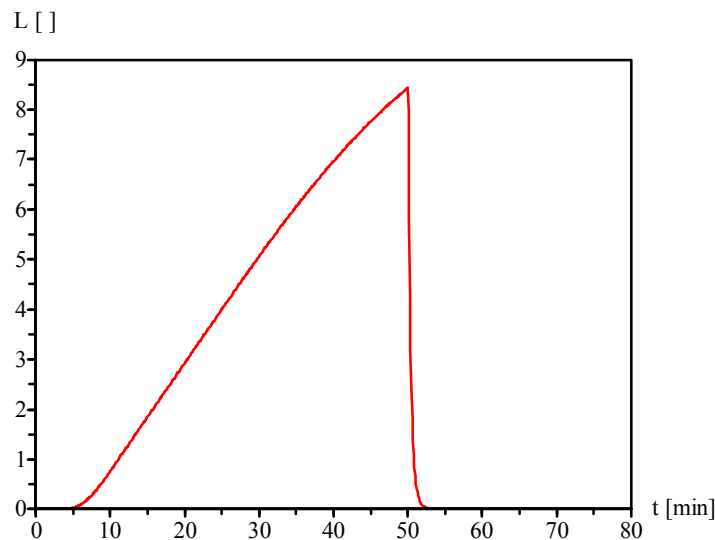


Figura 4.53 – Taxa de letalidade do processo térmico na superfície da lata que recebe a maior quantidade de calor da lata (ponto quente); $h_L=40 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ durante a desaeração; $h_L=50 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ durante o aquecimento a esterilização e $h_L=30 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ durante o resfriamento; $(N_s, N_L, M_L) = (3, 3, 5)$.

O comportamento apresentado confirma o observado para a letalidade do processo, ou seja, para o centro da lata, a taxa da letalidade reduziu-se expressivamente, conforme

esperado, já que a área abaixo da curva corresponde, diretamente, à letalidade do processo que, podendo-se verificar esta diminuição pela comparação com a Figura 4.36. Sendo que a taxa de letalidade na superfície não apresentou variação em relação àquela proporcionada por $h_{LRET} = 50 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ constante (Figura 4.37). A letalidade do processo representada na Figura 4.52 foi simulada considerando uma discretização $(N_s, N_L, M_L) = (5, 11, 11)$ para melhoria da solução do sistema de equações, pois a discretização $(N_s, N_L, M_L) = (3, 3, 5)$ apresentou refinamento insuficiente para essa faixa paramétrica de interesse.

A Figura 4.54 apresenta o comportamento axial para a lata na posição de metade do seu raio ($r_L = R_L/2$) e a Figura 4.55 apresenta o comportamento axial para o centro da lata ($r_L = 0$). A Figura 4.56 apresenta o comportamento radial na metade da sua altura ($z_L = L/2$). Os comportamentos transientes, axial e radial, foram estimados para vários instantes, englobando os quatro estágios do processo de esterilização (desaeração, aquecimento, *holding* e resfriamento).

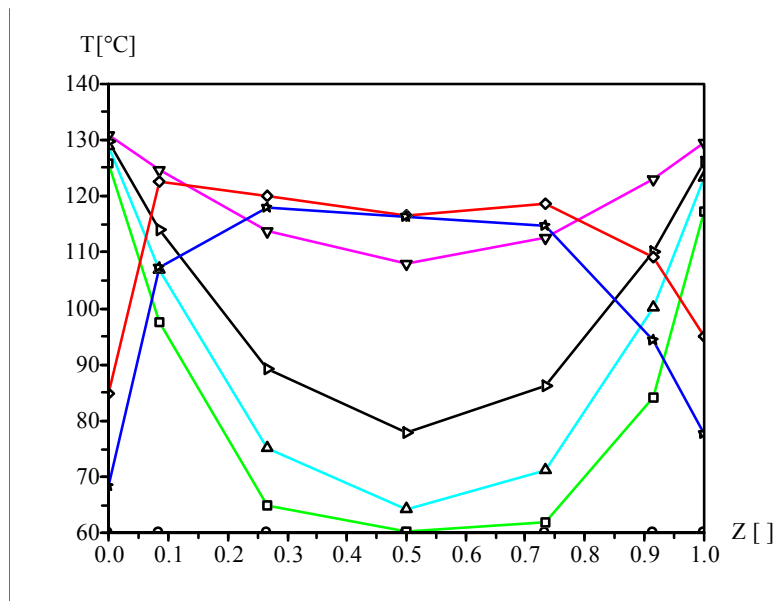


Figura 4.54 – Comportamento axial da temperatura na lata em $r_L = R_L/2$ para vários instantes de, sendo: ($\circ$) comportamento inicial $t = 0$; ($\square$) $t = 8 \text{ min}$; ($\triangle$) $t = 15 \text{ min}$; (∇) $t = 22 \text{ min}$; ($\square$ com ponto) $t = 40 \text{ min}$; ($\circ$ com ponto) $t = 55 \text{ min}$ e ($*$) $t = 60 \text{ min}$; $(N_s, N_L, M_L) = (3, 3, 5)$.

Verifica-se uma mudança no comportamento apresentado pelas Figuras 4.54 e 4.55 em relação ao observado nas Figuras 4.32 e 4.33, e no comportamento da Figura 4.56 comparado ao da Figura 4.34. Observa-se que a consideração de valores diferentes para o coeficiente de transferência térmica na superfície da lata durante os ciclos de esterilização, leva a variações significativas no comportamento das curvas de temperatura, que são acentuadas nos instantes em que ocorre a mudança de etapa do processo com maiores diferenças entre os valores dos

coeficientes adotados, conforme verificado nas curvas de resfriamento ($t = 55$ min e $t = 60$ min). A simetria da solução não foi imposta por condições de contorno o que possibilita a variação dos efeitos da transferência de calor entre o fundo e a tampa da lata.

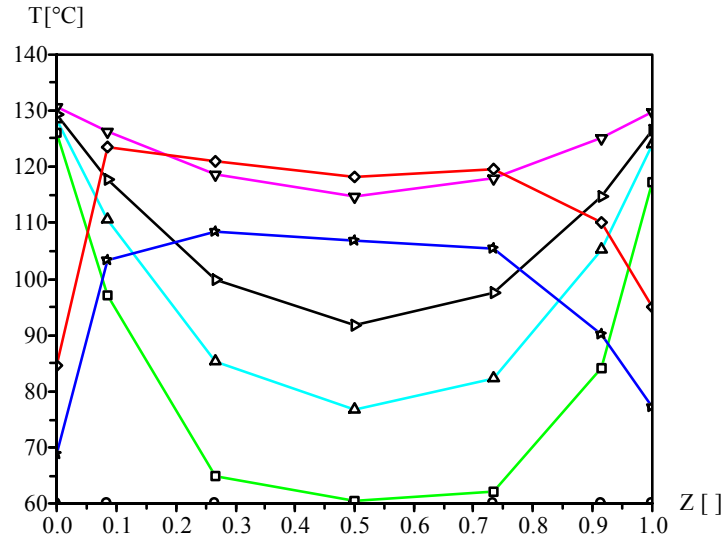


Figura 4.55 – Comportamento axial da temperatura na lata em $r_L=0$ para vários instantes de tempo, sendo: ($\circ$) comportamento inicial $t=0$; ($\square$) $t=8$ min; (Δ) $t=15$ min; ($\triangledown$) $t=22$ min; (∇) $t=40$ min; ($\diamond$) $t=55$ min e ($*$) $t=60$ min; (N_s, N_L, M_L) = (3,3,5).

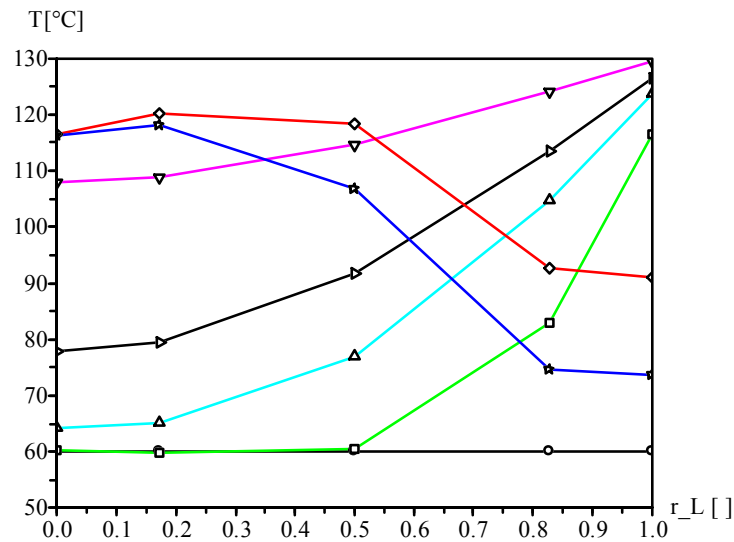


Figura 4.56 - Comportamento radial da temperatura na lata em $z_L=L/2$ para vários instantes de tempo, sendo: ($\circ$) comportamento inicial $t=0$; ($\square$) $t=8$ min; (Δ) $t=15$ min; ($\triangledown$) $t=22$ min; (∇) $t=40$ min; ($\diamond$) $t=55$ min e ($*$) $t=60$ min; (N_s, N_L, M_L)=(3,3,5).

4.8.2 Efeito do tempo de *holding* no processo de esterilização

Verifica-se, devido à resistência à transferência de calor por condução dentro da lata, que o tempo de *holding* definido para o processo foi insuficiente para que a temperatura no centro da lata atingisse a máxima temperatura proporcionada pela autoclave (etapa de *holding*). Com o objetivo de verificar o instante em que a condição de temperatura do centro da lata e da autoclave se igualam, o processo foi simulado prolongando-se o tempo de *holding* do processo. O perfil de transferência de calor para o centro e a superfície da lata foi simulado e é apresentado na Figura 4.57.

Pode-se observar que a temperatura no centro da lata iguala-se à temperatura da superfície da lata, equivalente à temperatura da autoclave, somente após 100 minutos de processamento, mantido quase que integralmente a temperaturas superiores a 122 °C, procedimento inviável para a indústria de alimentos em função do comprometimento da qualidade nutricional e sensorial do alimento e dos elevados custos envolvidos no prolongamento do processo de esterilização (*holding*), exigindo-se, assim, ações de controle de processo que viabilizem o rastreamento da curva de temperatura até que a letalidade acumulada desejada seja atingida.

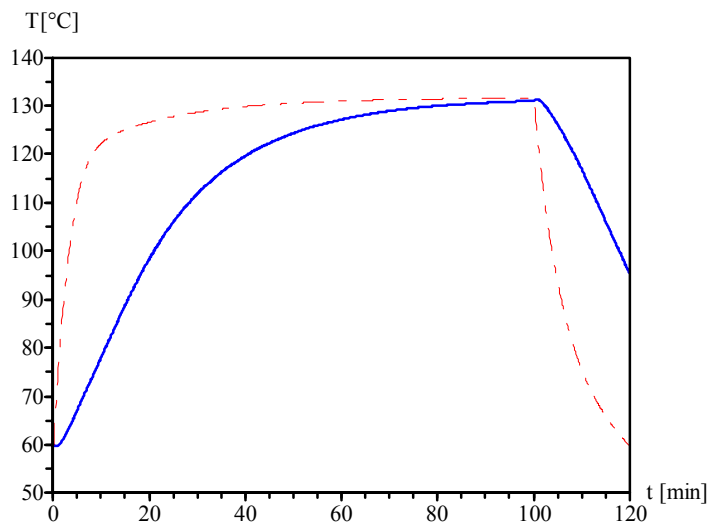


Figura 4.57 – Comportamento transiente da temperatura na superfície da lata em $r_L=R_L$ e $z_L=L/2$ (---) e no centro da lata em $r_L=0$ e $z_L=L/2$ (—); $h_{sf}=1 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ e $h_{LRET}=50 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$; $(N_s, N_L, M_L)=(3,3,5)$.

A Figura 4.58 representa a letalidade do processo no centro geométrico da lata. Nota-se que o prolongamento do processo até que o centro do grão atinja a temperatura da autoclave, durante a etapa de *holding*, leva um sobreprocessamento do alimento. Conforme Fellows (2000), a letalidade requerida para o produto ervilha em conserva varia entre 3 a 6 minutos considerando o valor $z = 10^\circ\text{C}$ e a $T_{ref} = 121,1^\circ\text{C}$.

Desta forma, nesta condição o alimento é submetido a um tratamento térmico aproximadamente 60 vezes superior ao requerido para garantir sua esterilidade comercial, se considerado $F_0 = 6 \text{ min}$.

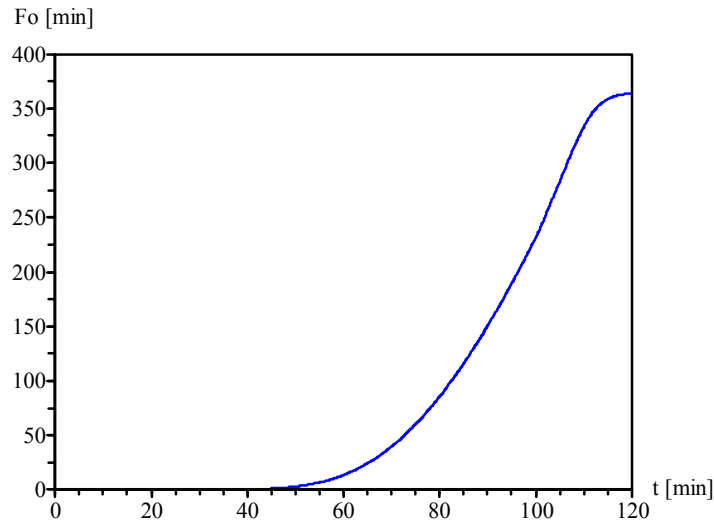


Figura 4.58 – Letalidade do processo térmico no centro da lata ($r_L=0$ e $Z_L=L/2$); $h_{sf}=1 \text{ kJ}/(\text{m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min})$ e $h_{LRET}=50 \text{ kJ}/(\text{m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min})$; $(N_s, N_L, M_L)=(3,3,5)$.

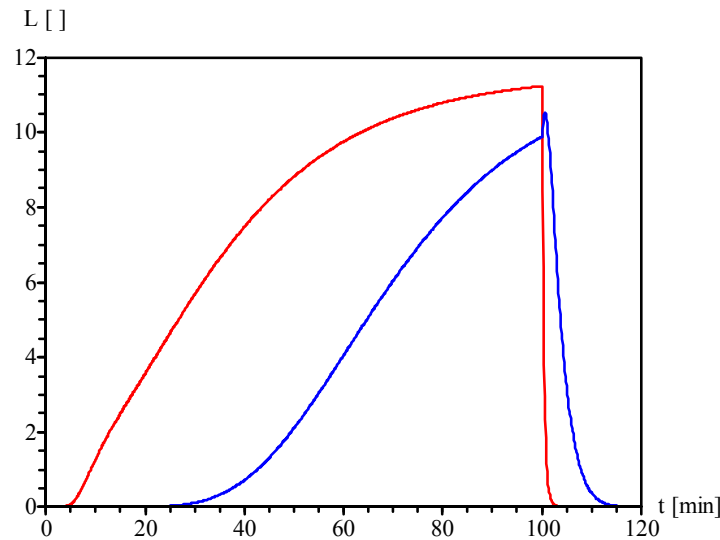


Figura 4.59 – Taxa de letalidade (L) do processo térmico no centro da lata em $r_L=0$ e $z_L=L/2$ (—) (curva com pico em $L \approx 10$) e na superfície da lata em $r_L=R_L$ e $z_L=L/2$ (—) (curva com pico em $L \approx 11$); $h_{sf}=1 \text{ kJ}/\text{m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ e $h_{LRET}=50 \text{ kJ}/\text{m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ ($N_s, N_L, M_L)=(3,3,5)$.

A Figura 4.59 apresenta a taxa de letalidade proporcionada pelo processo com esterilização (*holding*) conduzida até o instante $t = 100$ minutos; a taxa de letalidade no centro da lata corresponde à curva com pico próximo a $L = 10,5$ e a taxa de letalidade na superfície da lata é representada pela curva com pico próximo a $L = 11$. Percebe-se que o aumento na taxa de letalidade é mais significativo no

centro da lata que em sua superfície, quando comparado ao processo simulado na seção 4.6 em que o início do resfriamento acontece no instante $t = 55$ minutos.

4.8.3 Efeito da desaeração no processo de esterilização

As simulações do modelo proposto para o processo de esterilização consideraram, até o momento, a operação de desaeração, que é efetuada nos 5 primeiros minutos do processo através da injeção de vapor saturado a 3,1 bar, mantendo-se as válvulas de desaeração abertas. A adoção deste procedimento acarreta um maior consumo de vapor, levando a um custo adicional de produção. A simulação do perfil de variação da quantidade de ar (—) e quantidade de vapor (- - -) na autoclave, para um processamento sem desaeração (Figura 4.60), mostra que a quantidade de vapor requerida no início do processo é menor que aquela observada quando se procede a desaeração (Figura 4.30). Nota-se que a quantidade de ar dentro da autoclave, mesmo sem promover a desaeração, decresce lentamente com o tempo, pelo fato dos sangradores permanecerem abertos, durante todo o tempo de aquecimento e *holding*, para promoverem a circulação do vapor dentro da autoclave.

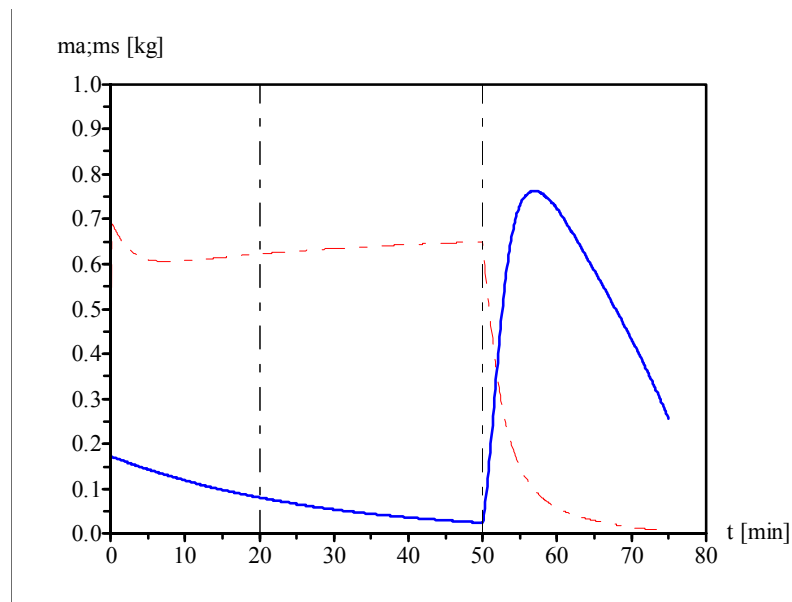


Figura 4.60 – Perfil da variação na quantidade de vapor (- - -) e ar (—) dentro da autoclave; para processo conduzido sem efetuar a etapa de desaeração; $h_{sf}=1 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ e $h_{LRET}=50 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$; $(N_s, N_L, M_L)=(3,3,5)$.

Pode-se avaliar a efeito da desaeração na transferência de calor do processo, através da análise comparativa das duas situações, ou seja, processo simulado com desaeração e sem desaeração, conforme apresentado pelas Figuras 4.61 e 4.62.

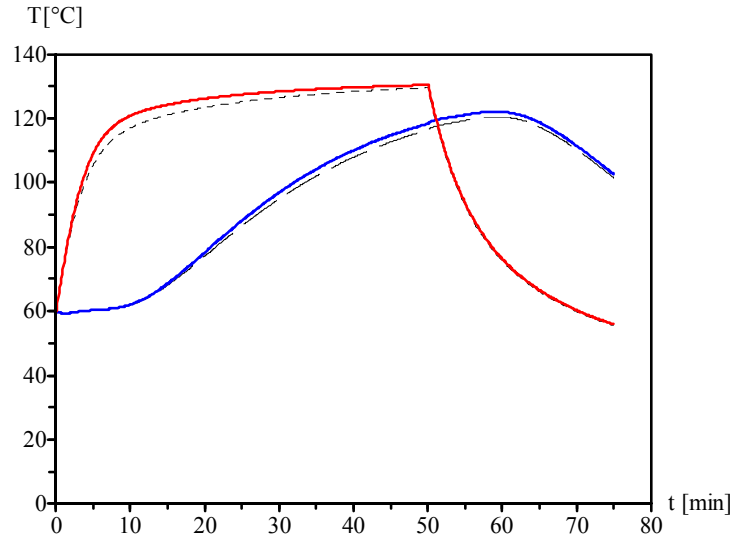


Figura 4.61 – Comportamento transiente da temperatura considerando o processamento com a condução da etapa de desaeração (no centro geométrico em $r_L=0$ e $z_L=L/2$ (—)) e na superfície da lata em $r_L=R_L$ e $z_L=L/2$ (—), e sem percorrer a etapa de desaeração (no centro geométrico em $r_L=0$ e $z_L=L/2$ (---) e na superfície da lata em $r_L=R_L$ e $z_L=L/2$ (---); $h_{sf}=1$ kJ/m^2 $^{\circ}\text{C min}$ e $h_{LRET}=50$ kJ/m^2 $^{\circ}\text{C min}$; $(N_s, N_L, M_L)=(3,3,5)$.

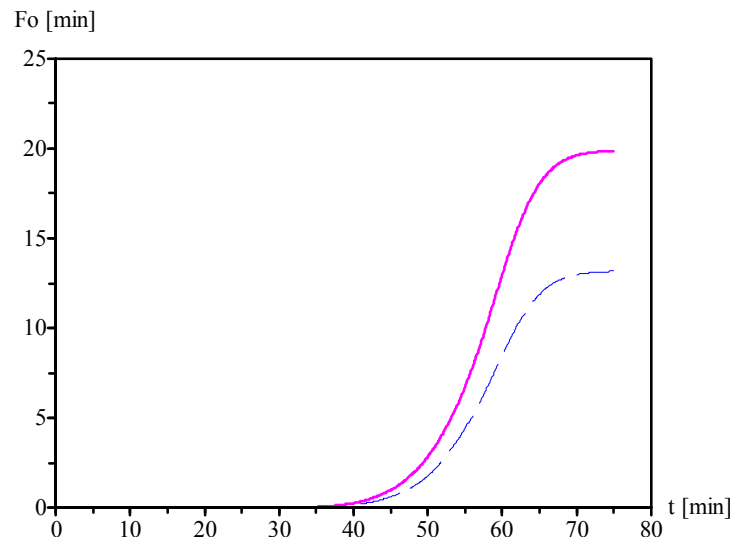


Figura 4.62 – Letalidade no centro geométrico da lata ($r_L=0$ e $Z_L=L/2$): processo com desaeração nos 5 primeiros minutos (—) e processo sem desaeração (---); $h_{sf}=1$ kJ/m^2 $^{\circ}\text{C min}$ e $h_{LRET}=50$ kJ/m^2 $^{\circ}\text{C min}$; $(N_s, N_L, M_L)=(3,3,5)$.

A Figura 4.61 apresenta o comportamento transiente da temperatura considerando o processamento com a condução da etapa de desaeração (no centro geométrico (—) e na

superfície da lata (—), e sem percorrer a etapa de desaeração (no centro geométrico (---) e na superfície da lata (---)). Observa-se que as curvas são próximas, para uma mesma posição; sendo que o processo com desaeração durante os 5 primeiros minutos, apresenta uma troca térmica mais eficiente.

A Figura 4.62 apresenta a letalidade no centro geométrico da lata, para o processo em que a etapa de desaeração foi efetuada nos primeiros 5 minutos (—) e para o processo conduzido sem desaeração (—), indicando que apesar da pequena variação observada para os perfis de temperatura, a etapa de desaeração influencia significativamente a letalidade acumulada do processo.

4.8.4 Efeito da temperatura inicial do produto no processo de esterilização

A temperatura inicial do produto é considerada para a modelagem e simulação do processamento térmico. A avaliação da influência deste parâmetro na esterilização do produto foi realizada através da simulação do modelo proposto para três condições de temperatura inicial (30°C, 60°C e 80°C).

O comportamento transiente da temperatura, para a condição inicial de temperatura do produto de 30°C e 60°C, foi avaliado para a superfície da lata (curvas contínuas), para o modelo proposto por Akterian (1996) para a curva de penetração térmica (curva tracejada) e no centro geométrico da lata (curvas pontilhadas) (Figura 4.63). Observou-se que a consideração de 30°C como temperatura inicial do produto fez com o processo de esterilização fosse conduzido a temperaturas inferiores às observadas para a temperatura inicial do produto igual a 60°C.

A Figura 4.64 apresenta a curva de temperatura média na lata, obtida através da simulação do modelo proposto neste trabalho (—) e a curva para a temperatura fornecida pela simulação do modelo proposto por Akterian (1996) (---), considerando a temperatura inicial do produto igual a 80°C.

A Figura 4.65 apresenta o perfil de letalidade para o processo simulado com temperatura inicial de 30°C (—), 60°C (---) e 80°C (—). Observa-se que a temperatura inicial do processo exerce influência direta na letalidade do processo, sendo a maior letalidade conferida para a temperatura inicial do produto igual a 80°C. Portanto, a definição deste parâmetro deve considerar a condição mais crítica observada no processo produtivo, para garantir a esterilização comercial.

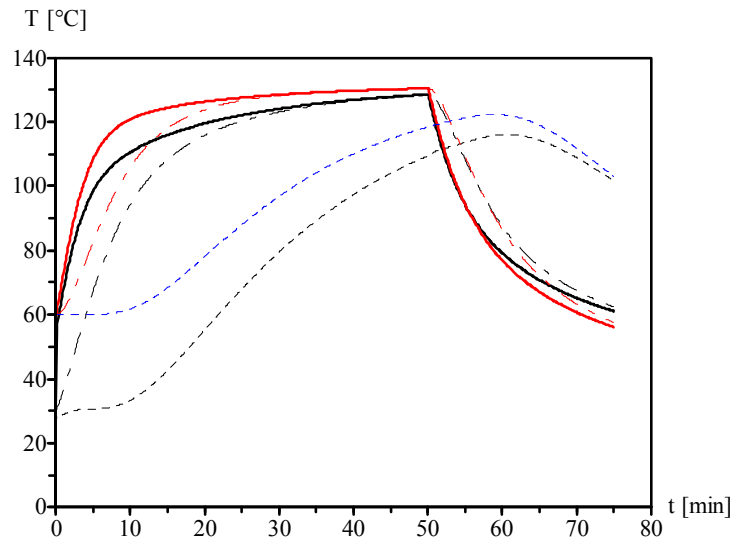


Figura 4.63 – Comportamento transiente da temperatura considerando os valores de 30°C e 60°C para a temperatura inicial do produto: simulação a partir do modelo proposto para a superfície da lata com 30°C (—) e 60°C (—) e para o centro geométrico da lata com 30°C (---) e 60°C (---); simulação a partir do modelo reportado por Akterian (1996) para a curva de penetração térmica com 30°C (---) e 60°C (---); $h_{sf}=1 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ e $h_{LRET}=50 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$; $(N_s, N_L, M_L)=(3,3,5)$.

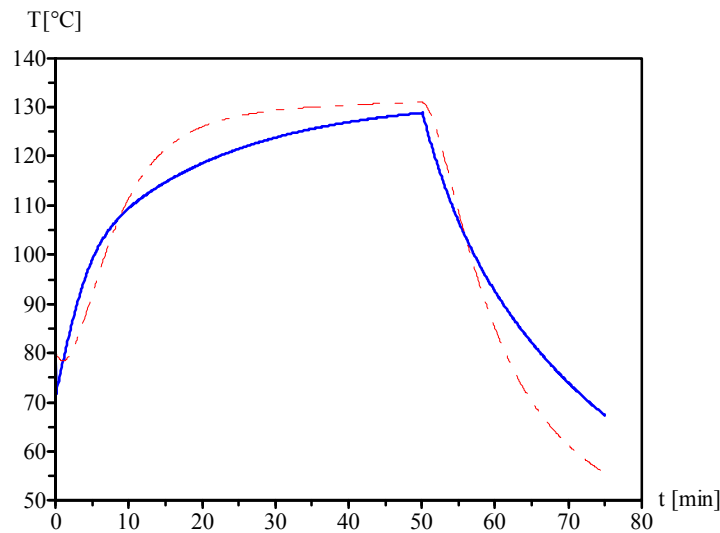


Figura 4.64 – Simulação da temperatura média da lata (—) e da temperatura definida pelo modelo proposto por Akterian (1996) (---) considerando a temperatura inicial do produto igual a 80°C; $h_{sf}=1 \text{ kJ/(m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min)}$ e $h_{LRET}=50 \text{ kJ/(m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min)}$; $(N_s, N_L, M_L)=(3,3,5)$.

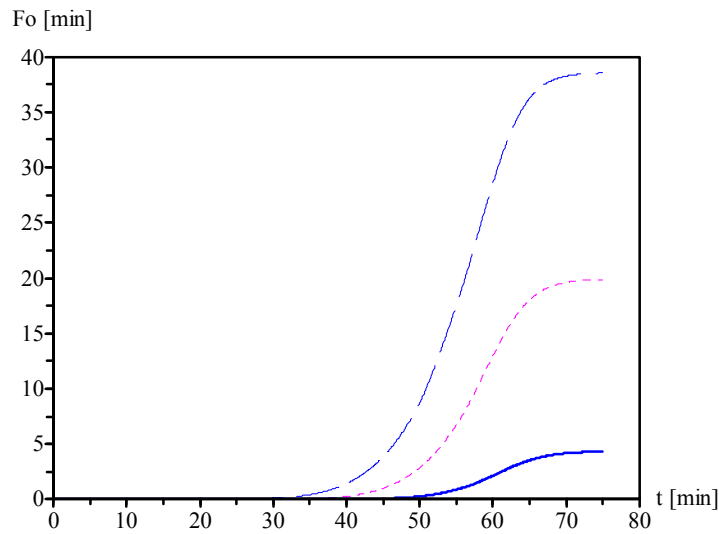


Figura 4.65 – Letalidade no centro geométrico da lata ($r_L=0$ e $z_L=L/2$): considerando a temperatura inicial do produto 30°C (—); 60°C (---) e 80°C (---); $h_{sf}=1 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ e $h_{LRET}=50 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$; (N_s, N_L, M_L)=(3,3,5).

4.8.5 Efeito da utilização do ar para resfriamento das latas no processo de esterilização

As simulações do modelo proposto para o processo de esterilização consideraram a etapa de resfriamento conduzida através da inundação da autoclave com água. Nesta seção, considera-se a utilização de circulação de ar para promover o resfriamento das latas.

A Figura 4.66 apresenta o comportamento das curvas de temperatura para o centro geométrico (—) e a superfície da lata (—) simulados a partir do modelo proposto e para temperatura simulada a partir do modelo proposto por Akterian (1996) (---). Observa-se que a utilização de ar para efetuar o resfriamento das latas é menos eficiente comparado à utilização de água (Figura 4.40), apresentando comportamento esperado visto que o coeficiente de troca térmica entre a superfície da lata e a água é maior que o apresentado para a lata e o ar. Observa-se também, que a utilização do ar não permite o resfriamento rápido das latas à temperaturas inferiores a 45°C, representando uma limitação crítica em relação à estabilidade microbiológica do produto, já que em temperaturas superiores a 45°C, há a possibilidade do desenvolvimento de microrganismos termófilos.

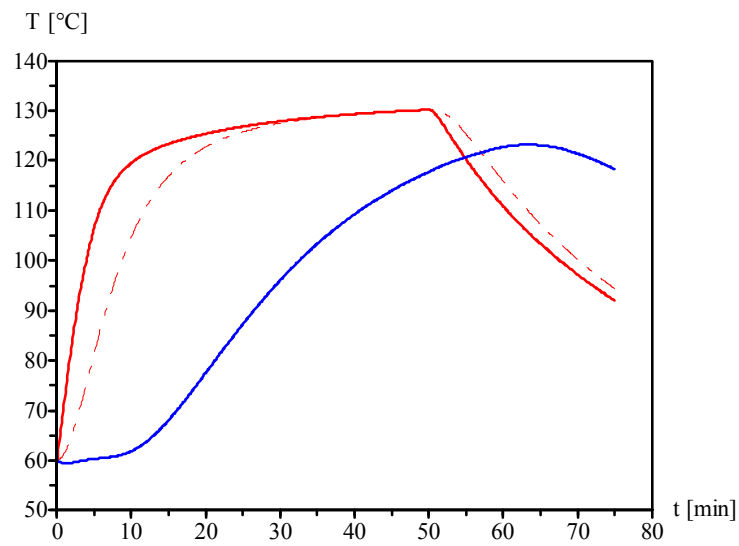


Figura 4.66 – Comportamento transiente da temperatura na superfície (—) e no centro geométrico da lata (—); comportamento da temperatura utilizando dados experimentais reportados por Akterian (1996) para a curva de penetração térmica (— - —); considerando o resfriamento realizado através de circulação de ar; $h_{sf}=1 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$ e $h_{LRET}=50 \text{ kJ/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C min}$; $(N_s, N_L, M_L)=(3,3,5)$.

CAPÍTULO 5

CONCLUSÕES E SUGESTÕES

Diante dos resultados obtidos no presente trabalho concluiu-se que:

- O modelo matemático proposto representa as variações dinâmicas de massa de água, ar e vapor, de temperatura e de letalidade em um esterilizador horizontal operando em batelada, considerando as variações de temperatura unidimensional no interior de grãos de ervilha e bidimensional no interior da lata cilíndrica.

- O modelo proposto descreveu satisfatoriamente o sistema de esterilização, representando a transferência de calor que há entre o grão, a salmoura e a autoclave, considerando o aquecimento da autoclave, devido ao material da mesma, e o aquecimento da salmoura e ervilha dentro das latas. O método numérico da colocação ortogonal bidimensional, acoplado ao método das linhas (MOL) mostrou-se adequado para a solução das equações diferenciais parciais descrevendo o modelo.

- Os resultados simulados foram comparados com a Curva de Penetração Térmica de Akterian (1996), representando-a satisfatoriamente.

- A letalidade pode ser definida como função objetivo monitorada para propósito de controle, mostrando-se adequada para a garantia da segurança do produto. O método numérico proposto para a solução do sistema, apresentou desempenho numérico satisfatório para a determinação da letalidade em cada posição do produto submetido ao processo de esterilização.

- A letalidade do processo é altamente sensível aos valores dos coeficientes de transferência de calor grão-salmoura e salmoura-autoclave, que são dependentes dos ciclos operacionais do processo de esterilização.

- O modelo matemático dinâmico, que descreve diferentes estágios do processo de esterilização em autoclaves a vapor, foi definido a partir dos balanços de massa e energia e comparado a dados experimentais reportados na literatura para ervilhas esterilizadas em latas cilíndricas. Os efeitos da temperatura inicial do produto, da desaeração e da condutividade efetiva sobre a letalidade foram simulados e os resultados obtidos são consistentes com o comportamento esperado.

- Os resultados simulados mostraram que o uso de ar como fluido de refrigeração não é indicado.

Considerando os objetivos desta dissertação podem ser sugeridos os seguintes trabalhos futuros:

- Avaliar a importância da transferência de calor por convecção dentro da lata.
- Adotar condições de contorno distintas para a tampa e fundo da lata.
- Simular a esterilização de alimentos com diferentes geometrias.
- Implementar estratégias de controle baseadas no modelo matemático proposto.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ABBOTT, M. M.; VAN NESS, H. C. **Theory and problems of thermodynamics**. 2th ed. New York: McCraw-Hill, 1989. 362p.
- ABDUL GHANI, A.G.; FARID, M. M.; CHEN, X. D. **A CFD thermal sterilization of food in pouches**. Palmerston North, New Zeland: Acta Hort, 1999.
- AKTERIAN, S. G. On-line strategy for compensating for arbitrary deviations in heating-medium temperature during batch thermal sterilization processes. **Journal of Food Engineering**, v. 39, p. 1-7, 1999.
- AKTERIAN, S. G. Studying and controlling thermal sterilization of conection-heated canned foods using functions of sensitivity. **Journal of Food Engineering**, v. 29, p. 329-338, 1996.
- AKTERIAN, S. G.; FIKIIN, K. A. Numerical simulation of unsteady heat conduction in arbitrary shaped canned foods during sterilization process. **Journal of Food Engineering**, v. 21, p. 343-354, 1994.
- AKTERIAN, S. G.; SMOUT, C.; HENDRICKX, M. E.; TOBBACK, P. P. Application of sensitivity functions for analyzing the impact of temperature non-uniformity in batch sterilizers. **Journal of Food Engineering**, v. 37, p. 1-10, 1998.
- ALONSO, A. A.; BANGA, J.R.; PREREZ-MARTIN, R. A complete dynamic model for the thermal processing of bioproducts in batch units and its application to controller design. **Chemical Engineering Science**, v. 52, n. 8, p. 1307-1322, 1997.
- ALVARADO, J. D.; AGUILERA, J. M. **Métodos para medir propiedades físicas en industrias de alimentos**. Zaragoza: Editorial ACRIBIA, 2001. 410p.
- ALVES, V. A. O. **Modelagem e controle de autoclave estacionária descontínua empregada em esterilização de alimentos enlatados sólidos e pastosos**. Dissertação de Mestrado, São Paulo: USP, 2005, 113p.
- BALSA-CANTO, E.; ALONSO, A. A.; BANGA, J. R. A novel, efficient and reliable method for thermal process design and optimization. Part I: theory. **Journal of Food Engineering**, v 52, p. 227-234, 2002 (a).
- BALSA-CANTO, E.; BANGA, J. R.; ALONSO, A. A. A novel, efficient and reliable method for thermal process design and optimization: Part II: applications. **Journal of Food Engineering**, v 52, p. 235-247, 2002 (b).
- BANGA, J. R.; ALONSO, A. A.; GALLARDO, J. M.; PEREZ-MARTIN, R. I. Mathematical modelling and simulation of the thermal processing of anisotropic and non-homogeneous conduction-heated canned foods: application to canned tuna. **Journal of Food Engineering**, v 18, p. 369-387, 1993.
- BERTO, M. I. **Modelagem matemática e simulação dinâmica de trocadores de calor de placas para o resfriamento de sucos de laranja natural e concentrado**. Dissertação de Mestrado, Campinas: UNICAMP, 2000, 110p.
- BIRD, R.B.; STEWART, W.E.; LIGHTFOOT, E.N. **Transport Phenomena**. New York: John Wiley & Sons, 1960. 780 p.

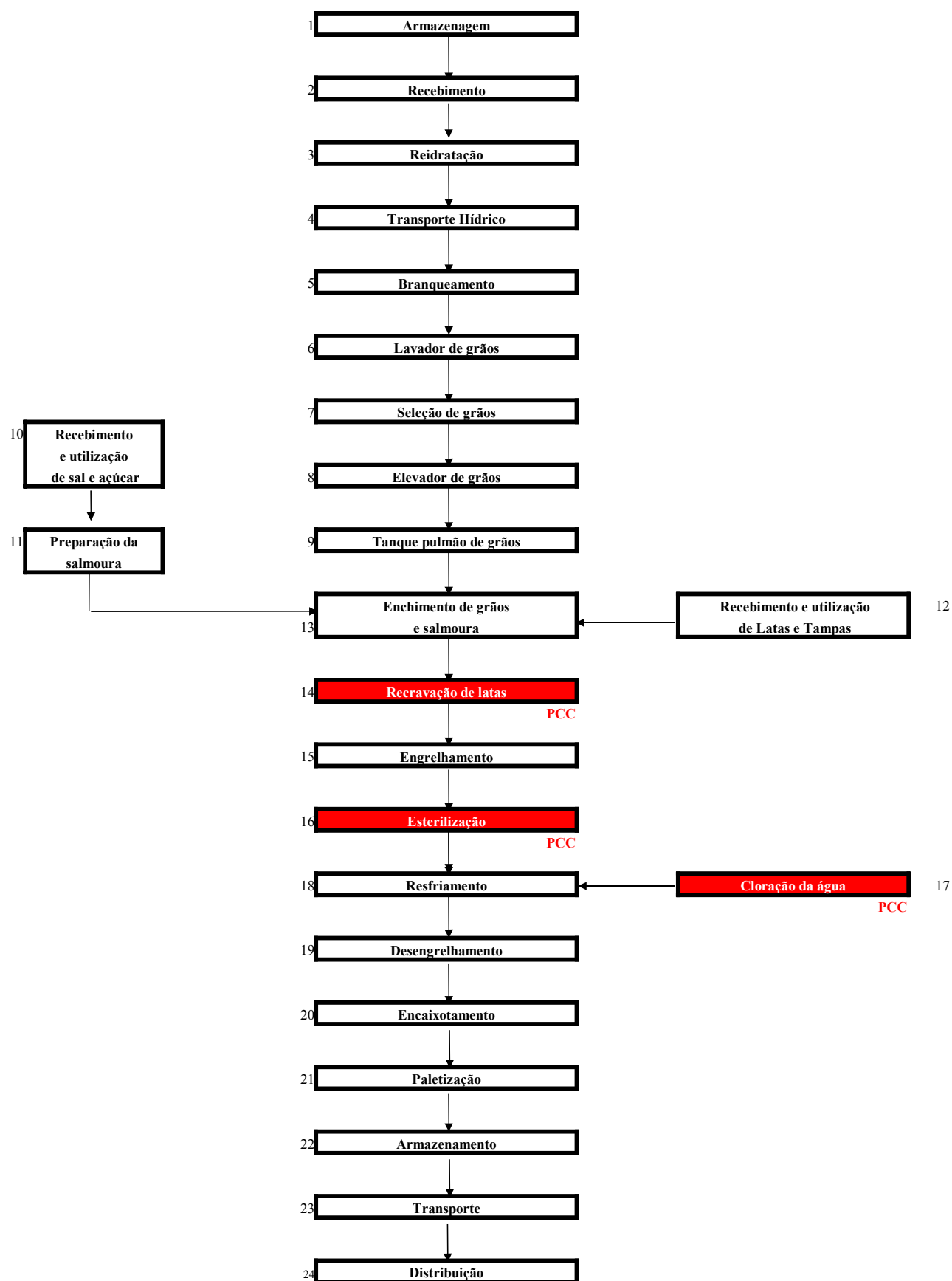
- CARSLAW, H. S.; JAEGER, J. C. **Conduction of heat in solids**. Oxford: Claredon Press, 1959. 510p.
- CHOI, Y.; OKOS, M. R. Effects of temperature and composition on the thermal properties of foods. **Food Engineering and Process Applications**, v. 1, p. 93-101, 1986.
- DAVIS, M. **Numerical Methods and Modeling for Chemical Engineers**. New York: John Wiley & Sons, 1984. 258p.
- EGUCHI, S. Y.; MASSAGUER, P. R. **Desinfecção e Esterilização**. Campinas: Fundação Tropical de Pesquisas e Tecnologia André Tosello, 1995.
- FELLOWS, P. **Food Processing Technology**. Cambridge: CRC Press, 2000. 575p.
- FROMENT, G. F.; BISCHOFF, K. B. **Chemical reactor analysis and design. 2th ed.** New York: John Wiley & Sons, 1990, 704p.
- GAVA, A. J. **Princípios de Tecnologia de Alimentos**. São Paulo: Nobel, 1984. 284p.
- GEANKOPLIS, C. J. **Transport Processes and Separation Process Principles. Fourth Edition**. Prentice Hall PTR, 2003. 1056p.
- GERMANO, P. M. L.; GERMANO, M. I. S. **Higiene e Vigilância Sanitária dos alimentos**. 2. ed. São Paulo: Varela, 2001. 655p.
- GONÇALVES, J. R. *et al.* **Princípios de esterilização de alimentos**. Campinas: ITAL/Rede de Núcleos de Informação Tecnológica, 1992. 116p.
- HINDMARSH, A. C. ODEPACK, a Systematized Collection of ODE Solvers. In: STEPLEMAN, R. S. *et al.* **Scientific Computing**, Amsterdam, North-Holland, 1983, pp. 55-64.(v. 1 of IMACS Transactions on Scientific Computation).
- INSTITUTO DE TECNOLOGIA DE ALIMENTOS-ITAL. **Princípios de esterilização de alimentos**. Campinas, 1992. 116p.
- INSTITUTO DE TECNOLOGIA DE ALIMENTOS-ITAL. **Alimentos enlatados: princípios de controle do processo térmico, acidificação e avaliação do fechamento de recipientes**. Campinas, 4. ed. 2001. 268p.
- JIMÉNEZ-ISLAS, H. **Modelamiento Matemático de la Transferencia de Momentum, Calor y Masa en Medios Porosos**. Tesis Doctoral. Universidad Autónoma Metropolitana, México - D. F., 1999. 374p.
- JIMÉNEZ-ISLAS, H.; González-Calderón, L. M.; Botello-Alvarez, J. E.; J. L. Navarrete-Bolaños. Estudio numerico de la esterilizacion termica de alimentos liquidos enlatados que contienen particulas empleando el enfoque de medio poroso. **Revista Mexicana de Ingenieria Quimica**. v. 4, p. 1-23, 2005.
- KUMAR, M.A.; RAMESH, M.N.; RAO, S.N. Retrofitting of a vertical retort for on-line control of the sterilization process. **Journal of Food Engineering**, v. 47, p. 89-96, 2001.
- LEWIS, M. J. **Physical properties of foods and food processing systems**. Cambridge: Woodhead Publishing Limited, 1996. 465p.
- LUERA-PEÑA, W. E. **Aplicação de redes neurais na modelagem do tratamento térmico de alimentos**. Dissertação de Mestrado. Viçosa, UFV, 2000. 79p.
- MARRA, F.; ROMANO, V., 2003, San Francisco. **Industrial assessment and control of canned food sterilization**, AIChE 2003 Annual Meeting. CoFE 2003 – Eighth Topical Conference on Food Engineering / 20 November 2003/ Emerging Sensor Technologies.

- MOHAMED, I. O. Computer simulation of food sterilization using an alternating direction implicit finite difference method. **Journal of Food Engineering**, v. 60, p. 301-306, 2003.
- MOHAMED, I. O. Computer simulation of on-line control of thermal sterilization of canned foods subjected to arbitrary retort temperature deviations. **International Journal of Food Engineering**, v. 1, n. 5, p. 1-10, 2005.
- MONGKHONSI, T.; LÓPEZ-ISUNZA; H. F.; KERSHENBAUM, L. S. The distortion of measured temperature profiles in fixed bed reactors. **Chemical Engineering Research & Design**, v. 70, p. 255-264, 1992.
- PINHO, C.; CRISTIANINI, M. Three-dimensional mathematical modeling of microbiological destruction of *Bacillus stearothermophilus* in conductive baby food packed in glass container. **International Journal of Food Engineering**, v.1, n. 2, p. 1-8, 2005.
- RICHARDSON, P. **Thermal Technologies in food processing**. Cambridge: CRC Press, 2001. 284 p.
- RODRIGUES, A. D.; SCHMIDT, F. L.; VITALI, A. A.; TEIXEIRA-NETO, R. O.; TEIXEIRA, A. A.; GERMER, S. P. M.; SADAHIRA, M. S. Comparação entre técnicas numéricas para a resolução do problema de transferência de calor em alimentos enlatados. **Ciência e Tecnologia de Alimentos**, v. 18, n. 2, p. 1-16, 1998.
- SERVIÇO BRASILEIRO DE APOIO ÀS MICRO E PEQUENAS EMPRESAS-SEBRAE. **Como tornar-se um produtor de conservas**. Belo Horizonte, 1996. 63p.
- SERVIÇO NACIONAL DE APRENDIZAGEM INDUSTRIAL-SENAI/DN. **Elementos de apoio para o sistema APPCC**. Brasília, 1999a. 317p. (Série Qualidade e Segurança Alimentar. Projeto APPCC). Convênio CNI/SENAI/SEBRAE.
- SERVIÇO NACIONAL DE APRENDIZAGEM INDUSTRIAL-SENAI/DN. **Guia para elaboração do plano APPCC: frutas, hortaliças e derivados**. Brasília, 1999b. 144p. (Série Qualidade e Segurança Alimentar. Projeto APPCC). Convênio CNI/SENAI/SEBRAE.
- SILVA, C. L. M.; OLIVEIRA, F. A. R.; HENDRICKX, M. Modelling optimum processing conditions for the sterilization of prepackaged foods. **Food Control**, v. 4, n. 4, p. 67-78, 1993.
- SILVA, J. A. **Tópicos da tecnologia dos alimentos**. São Paulo, Ed. Varela, 2000. 229p.
- SIMPSON, R.; CORTÉS, C.; TEIXEIRA, A. Energy consumption in batch thermal processing: model development and validation. **Journal of Food Engineering**, v. 73, p. 217-224, 2006.
- SINGH, A. K.; THORPE, G. R. A Solution Procedure for Three-Dimensional Free Convective Flow in Peaked Bunks of Grain. **Journal of Stored Products Research**, v. 29, n. 3, p. 221-235, 1993.
- SMITH, C. A. & CORRIPIO, A. B. **Principles and practice of automatic process control**. New York: John Wiley & Sons, 1985. 614p.
- SMITH, J. M.; ABBOTT, M.; VAN NESS, H. C. **Introduction to Chemical Engineering Thermodynamics**. 5th. ed. New York: McGraw-Hill, 1996. 704p.
- SOUZA, C. C. A crescente importância e o potencial do agronegócio para o desenvolvimento sócio-econômico do brasileiro. **BM&F-Brasil**, Brasília, maio 2004. Disponível em: <<http://www.bmf.com.br/publicações-livros-virtuais>>. Acesso em: 16 de nov 2004.
- SPIEGEL, M. R. **Manual de fórmulas, métodos e tabelas de matemática**. 2. ed. São Paulo: Makron Books, 1992. 420p.

- STUMBO, C. R. **Thermobacteriology in food processing**. 2nd ed. New York: Academic Press, 1973. 329p.
- TUCKER, G. S. Development and use of numerical techniques for improved thermal process calculations and control. **Food Control**, v. 2, p. 15-19, 1991.
- UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO. Faculdade de Ciências Farmacêuticas. Departamento de Alimentos e Nutrição Experimental/BRASILFOODS (1998). **Tabela Brasileira de Composição de Alimentos-USP**. Versão 4.1. Disponível em: <<http://www.fcf.usp.br/tabela>>. Acesso em: 13 dez. 2005
- VILLADSEN, J. E.; MICHELSEN, M. L.. **Solution of differential equations models polynomial approximation**. New Jersey: Prentice Hall Inc., 1978. 445p.
- ZHANG, Z. The effect of thermocouple and receptacle type on observed heating characteristics of conduction-heating foods packaged in small metal containers. **Journal of Food Process Engineering**, v. 25, p. 323-335, 2002.

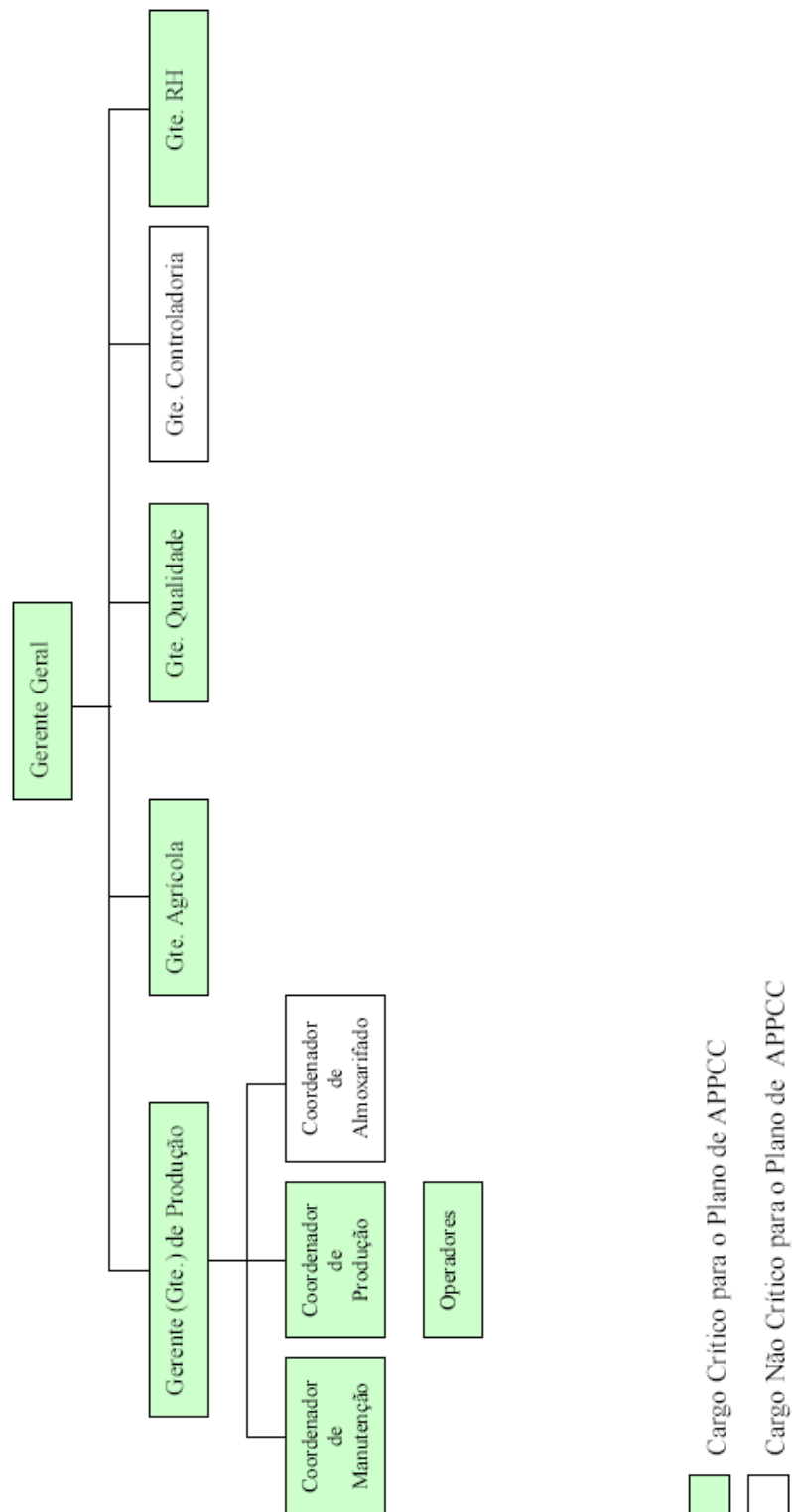
APÊNDICE I

FLUXOGRAMA DE PRODUÇÃO - ERVILHA EM SALMOURA



APÊNDICE II

ORGANOGRAMA DA FÁBRICA



APÊNDICE III

SUMÁRIO DO PLANO DE APPCC

Linha de Produção: **Ervilha em conserva**

Etapa do Processo	PCC	Causas possíveis do(s) perigo(s)	Medidas Preventivas	Limite Crítico	Limite de Segurança	Procedimento de Monitoramento			Ações corretivas	Referências
						Quem	Como	Quando		
14- Recravação	PCCI	Recontaminação por microrganismos patogênicos presentes no ar	Controle de recravação	Ausência de defeitos visuais na análise destrutiva	Ausência de defeitos visuais na análise destrutiva	Analista de laboratório	Análise Visual	A cada 02 (duas) horas	Ajustar o processo e segregar o lote para posterior avaliação	- Procedimentos Padrões de Higiene e Operação (PPHO) - Padrões de Identidade e Qualidade (PIQ)
				Ausência de defeitos visuais na análise destrutiva	Ausência de defeitos visuais na análise destrutiva	Operador de recravação	Análise Visual	A cada 15 (quinze) minutos		
				Recobrimento Mínimo 45%	Recobrimento Mínimo 45%	Analista de laboratório	Análise de projeção de perfil e visual	A cada 02 (duas) horas		
				Aperto Ver PIQ	Aperto Ver PIQ	Analista de laboratório	Análise de projeção de perfil e visual	A cada 02 (duas) horas		

PCCI - Ponto Crítico de Controle Microbiológico 1: elimina o perigo identificado.

APÊNDICE III

SUMÁRIO DO PLANO DE APPCC

Linha de Produção: **Ervilha em conserva**

Etapa processo	PCC	Causas possíveis do(s) perigo(s)	Medidas Preventivas	Limite Crítico	Limite de Segurança	Procedimento de Monitoramento			Ações corretivas	Referências
						Quem	Como	Quando		
16- Tratamento Térmico)	PCC1	Presença do microrganismo <i>Clostridium botulinum</i>	Ensaio de reidratação	Reidratação: Mínimo 95%	Reidratação: Ervilha 100 – 105%	Operador de reidratação	Medir o peso da amostra submetida ao ensaio	A cada lote recebido	Ajustar o processo, segregar o lote para posterior avaliação	- PPHO - PIQ
			Temperatura inicial do produto antes da autoclavagem	Mínimo 60°C	Tempo de Espera Máximo 40min	Operador da autoclave	Medir tempo de espera	A cada carga para autoclavar		
			Desaeração da autoclave	104°C/5 min	104°C/6 min	Operador da autoclave	Observação do visor automático	A cada carga para autoclavar		
			Temperatura de esterilização	F ₀ = 3	121 – 123°C	Operador da autoclave	Analisar o gráfico de esterilização	A cada carga para autoclavar		
			Tempo de esterilização	F ₀ = 3	30 min	Operador da autoclave	Leitura do painel e visores da autoclave	A cada carga para autoclavar		

PCC1 - Ponto Crítico de Controle Microbiológico 1: elimina o perigo identificado.

APÊNDICE III

SUMÁRIO DO PLANO DE APPCC

Linha de Produção: **Ervilha em conserva**

Etapa do Processo	PCC	Causas possíveis do(s) perigo(s)	Medidas preventivas	Limite Crítico	Limite de Segurança	Procedimento de Monitoramento			Ações corretivas	Referências
						Quem	Como	Quando		
17- Cloração da Água	PCC1	Recontaminação por microrganismos patogênicos presentes na água de resfriamento	Teor de cloro livre residual	Mínimo 2,0 ppm residual	2,5 – 5,0 ppm residual	Operador da autoclave	Leitura do Kit analisador de cloro	A cada 30 (trinta) minutos	Ajustar o processo e segregar o lote para posterior avaliação	- PPHO - PIQ

PCC1 - Ponto Crítico de Controle Microbiológico 1: elimina o perigo identificado.