

FACULDADE DE ENGENHARIA DE ALIMENTOS
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE ALIMENTOS



UNICAMP

**“MODELAGEM MATEMÁTICA E SIMULAÇÃO DO PERFIL
DE TEMPERATURA NUM EXTRUSOR DE ROSCA DUPLA CO-
ROTACIONAL ENTRELAÇADA”**

PARECER

Este exemplar corresponde à
redação final da tese defendida
por **RODRIGO ALFREDO
MATOS CHAMORRO** aprovada
pela Comissão Julgadora em 20
de março de 1998.

Campinas, 20 de março de 1998.

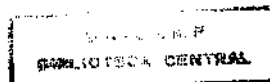
Profa. Dra. **FLORENCIA CECILIA
MENEGALLI**
Presidente da Banca

Ing. Rodrigo Alfredo Matos Chamorro
Mestre em Tecnologia de Alimentos

Prof.^a Dra. Florencia Cecilia Menegalli
Orientador

Tese apresentada ao departamento de
Engenharia de Alimentos como requisito parcial
à obtenção do título de Doutor em Engenharia
de Alimentos.

Campinas, Fevereiro de 1998



UNIDADE	73C
N.º CHAMADA:	717/1100100
M. 428m	
V. 1	
T. 33 853	
P. 395/98	
C. 1	D. ☒
P. 841.00	
DATA	15/05/98
N.º CPD	

CM-00111152-1

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA
BIBLIOTECA DA F.E.A. - UNICAMP

M428m Matos Chamorro, Rodrigo Alfredo
Modelagem matemática e simulação do perfil de temperatura num extrusor de rosca dupla corotacional entrelaçado / Rodrigo Alfredo Matos Chamorro. -- Campinas, SP: [s.n], 1998.

Orientador : Florencia C. Menegalli.
Tese (doutorado) - Universidade Estadual de Campinas.
Faculdade de Engenharia de Alimentos.

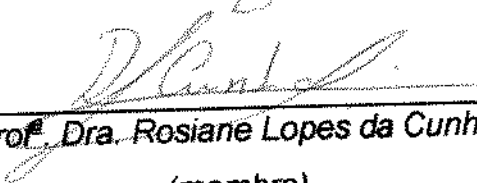
1. Modelos matemáticos. 2. Calor – Transmissão. 3. Métodos de simulação. 4. Processo de extrusão. I. Menegalli, Florencia Cecília II. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia de Alimentos. III. Título.

Membros da banca examinadora da Tese de Doutorado de RODRIGO ALFREDO MATOS CHAMORRO, apresentada ao departamento de Engenharia de Alimentos da Universidade Estadual de Campinas.

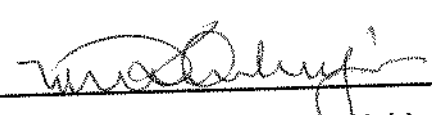
BANCA EXAMINADORA :



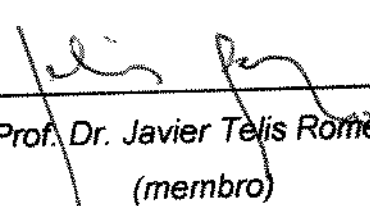
Prof.^a Dra. Florencia Cecilia Menegalli
(Orientador.)



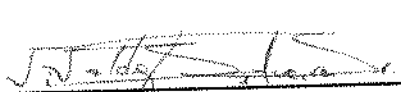
Prof.^a Dra. Rosiane Lopes da Cunha
(membro)



Prof.^a Dra. Miriam Dupas Hubinger
(membro)



Prof. Dr. Javier Telis Romero
(membro)



Prof. Dr. Vivaldo Silveira Jr.
(membro)

Prof. Dr. Enrique Ortega Rodriguez
(membro)

Prof. Dr. Kil Jin Park
(membro)

Dedico este trabalho a:

Meus Pais: Irene (in memoriam) e Victor

Minha esposa : Wilida Pipa

Aos nossos filhos: Alfredo Jr.

José Christian e Denisse Yrene.

AGRADECIMENTOS

A Deus, Fonte de toda Vida e Sabedoria.

À Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia de Alimentos, Departamento de Engenharia de Alimentos por viabilizarem a realização deste curso de doutorado.

À Profa. Dra. Florencia Cecília Menegalli, minha orientadora acadêmica pela sua amizade e orientação neste trabalho.

Ao Prof. Dr. Guy Della Valle, pesquisador de INRA – FRANÇA pela sua atenção às consultas durante a realização deste trabalho.

A Alexander Picoli, pela apoio na programação em C++ das versões iniciais.

Aos professores da FEA/DEA pelos conhecimentos transmitidos.

Aos membros da banca examinadora, pela correção e enriquecimento do trabalho.

Ao governo do Brasil, pelo auxílio concedido a través do convênio CAPES/PQ/PG.

À UNIVERSIDAD PERUANA UNIÓN (Lima- Perú) pelo incentivo e apoio durante a realização de meus estudos.

À FUNDAÇÃO KELLOGG pelo auxílio financeiro concedido para a realização deste curso de doutorado.

Muito Obrigado.

RESUMO

O objetivo do trabalho foi desenvolver um modelo matemático baseado nas equações de balanço de energia térmica e de continuidade, às condições internas do extrusor de rosca dupla co-rotacional, para prever os perfis de temperatura da farinha de soja desengordurada ao longo do extrusor.

Para desenvolver o modelo matemático fizeram-se as seguintes considerações : as propriedades termofísicas do produto (condutividade térmica e calor específico) são dependentes da temperatura e do conteúdo de umidade do produto; da configuração geométrica do extrusor; e das condições de processamento. O material fundido é considerado como fluido não newtoniano e a viscosidade aparente é dependente da temperatura, da taxa de deformação e do conteúdo de umidade do produto.

Com esse modelo matemático foi escrito um programa de computador em C++, que permitiu simular o perfil de temperatura do produto ao longo do extrusor. Através das simulações foram determinados os valores de velocidade rotacional da rosca, velocidade de alimentação do produto, a distribuição de temperatura do cilindro e os parâmetros de ajuste (Nu , f , p), que influenciam o perfil de temperatura do produto ao longo do extrusor.

O conteúdo de umidade não influencia o perfil de temperatura, mas tem-se mostrado que afeta na geração de energia por dissipação viscosa e na viscosidade aparente.

O modelo teórico mostrou uma boa capacidade de predição do perfil de temperatura de amido extrusado, comparado com dados experimentais encontrados na literatura para a mesma configuração geométrica do extrusor.

ABSTRACT

The aim of this work was the development of a mathematical model from the thermal energy balance equation and of continuity to predict the temperature profile of soy flour defatted in a co-rotational twin screw extruder.

The following considerations were made for the development of the mathematical model; the physical thermal properties of the product depend on its temperature and moisture content, geometrical form of screw and processing conditions. The melted material is considered as non-Newtonian fluid and the apparent viscosity is dependent on temperature, shear rate and moisture content.

A computer program written in C++ language was developed with this mathematical model. It permits to simulate the temperature profile of the material in the extruder. Through this simulation, screw rotational speed, material feeding speed, barrel temperature and the parameters fitting (Nu , f , p), to influence the temperature profile of material, was observed.

The moisture content does not influence the temperature profile, but this affects energy generation by viscous dissipation and apparent viscosity.

This mathematical model has a good ability to predict the profile temperature of starch, when compared with experimental result found in the literature for the same geometrical twin screw configuration.

ÍNDICE

AGRADECIMENTOS	i
RESUMO	ii
ABSTRACT	iii
LISTA DE FIGURAS	vi
LISTA DE TABELAS	xii
NOMENCLATURA	xiii
CAPÍTULO I - INTRODUÇÃO	1
CAPÍTULO II – PROCESSO DE EXTRUSÃO	4
2.1 Vantagem do processo de extrusão	7
2.2 Descrição do processo de extrusão	8
2.2.1 Mecanismo de alimentação	8
2.2.2 Pré-acondicionador	9
2.2.3 Corpo do extrusor	10
2.2.4 Mecanismos de corte	12
2.3 Classificação	13
2.3.1 Extrusores de rosca simples	14
2.3.2 Extrusores de rosca dupla	19
a. Extrusores contra-rotacionais	19
b. Extrusores co-rotacionais	23
2.3.3 Extrusor co-rotacional versus contra-rotacional	29
2.4 Vantagem dos extrusores de rosca dupla em relação aos de rosca simples	30
CAPÍTULO III – REOLOGIA	36
3.1 Efeito da taxa de deformação	40
3.2 Efeito da temperatura	45
3.3 Efeito do conteúdo de umidade	47
3.4 Efeito da desnaturação de proteínas	54
CAPÍTULO IV – PROPRIEDADES TÉRMICAS	66
4.1 Calor específico	66

4.2 Condutividade térmica	74
CAPÍTULO V – MODELAGEM MATEMÁTICA	81
5.1 Descrição geométrica	83
5.2 Configuração das roscas	91
5.3 Zona de transporte de sólidos	93
5.3.1 Balanço de calor sobre o material (produto).....	96
5.3.2 Balanço de energia sobre a rosca .(produto).....	100
5.4 Zona de transporte de material fundido	105
5.4.1 Balanço de energia sobre o material (produto).....	106
5.4.2 Balanço de energia sobre a rosca (produto).....	109
5.5 Zona de elementos reversíveis da rosca.....	120
5.6 Tempo de residência	121
CAPITULO VI – SIMULAÇÃO	123
6.1 Configuração do extrusor	123
6.2 Propriedades térmicas	125
6.3 Simulação na zona de transporte de sólidos	127
6.3.1 Influência dos parâmetros de ajuste	127
6.3.2 Influência das variáveis do processo	133
6.4 Simulação na zona de fundido e elementos reversíveis da rosca	139
6.4.1 Influência do valor de Nu_c	139
6.4.2 Influência das variáveis do processo	140
6.5 Influência da distribuição de temperatura no cilindro	144
6.6 Comparação com valores experimentais	145
CAPÍTULO VII – CONCLUSÕES E SUGESTÕES	148
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	151
ANEXO A	159
ANEXO B	160
ANEXO C	167
ANEXO D	168

LISTA DE FIGURAS

Figura 2-1	Exemplos de aplicações do processo de extrusão (Adaptação de VAN ZUILICHEM & STOLP, 1987)	6
Figura 2-2	Esquema geral do processo de extrusão.....	9
Figura 2-3	Mecanismos de alimentação: horizontal e vertical	9
Figura 2-4	Zonas características na rosca do extrusor (LUSAS, 1995)	10
Figura 2-5	Vários tipos de matriz simples.....	13
Figura 2-6	Mecanismos de corte: horizontal e vertical	13
Figura 2-7	Desenhos da rosca para extrusores simples.....	15
Figura 2-8	Parâmetros do processo de extrusão (FELLOWS, 1990)	18
Figura 2-9	Tipos de rosca dupla para extrusores.....	19
Figura 2-10	Tipos de roscas contra-rotacionais.....	20
Figura 2-11	Câmara na forma de "C".(JANSSEN 1986).....	21
Figura 2-12	Seções de fuga de fluxo num extrusor contra-rotacional.....	21
Figura 2-13	Trajetória teórica do fluxo no canal.....	22
Figura 2-14	Tipos de extrusores co-rotacionais.....	23
Figura 2-15	Descrição do deslocamento do fluxo no canal da rosca dupla co-rotacional.....	24
Figura 2-16	Perfis de pressão num extrusor de rosca dupla co-rotacional (HARPER 1986).....	26
Figura 2-17	Algumas configurações típicas das roscas.....	26
Figura 2-18	Pressão num extrusor de rosca dupla co-rotacional.....	27
Figura 2-19	Distribuição de pressão nos extrusores de rosca dupla.....	29
Figura 2-20	Custos operacionais do extrusor em relação aos parâmetros de processo (HAUCK & HUBER, 1989).....	35
Figura 3-1	Tipos de comportamento de fluidos não-newtonianos.....	36
Figura 3-2	Comportamento típico para fluidos independentes do tempo.....	37
Figura 3-3	Viscosidade aparente de fluidos independentes do tempo.....	38
Figura 3-4	Influência da taxa de deformação sobre a viscosidade aparente de 3 polietilenos de alta densidade (NESS & LIANG, 1993).....	41

Figura 3-5	Influência da temperatura sobre a viscosidade aparente de 3 polietilenos de alta densidade (NESS & LIANG, 1993).....	45
Figura 3-6	Superfície de resposta tridimensional da viscosidade aparente. Variáveis independentes: Temperatura e taxa de deformação. Umidade constante 30% (bs).	51
Figura 3-7	Superfície de resposta bidimensional da viscosidade aparente. Variáveis independentes: Temperatura e taxa de deformação. Umidade constante 30% (bs).	51
Figura 3-8	Superfície de resposta tridimensional da viscosidade aparente. Variáveis independentes: Conteúdo de umidade e taxa de deformação. Temperatura cte 413 K.....	52
Figura 3-9	Superfície de resposta bidimensional da viscosidade Aparente. Variáveis independentes: Conteúdo de umidade e taxa de deformação. Temperatura cte. 413 K.	52
Figura 3-10	Superfície de resposta tridimensional da viscosidade Aparente. Variáveis independentes: Conteúdo de umidade e Temperatura. Taxa de deformação cte 155 s^{-1}	53
Figura 3-11	Superfície de resposta bidimensional da viscosidade aparente. Variáveis independentes: Conteúdo de umidade e Temperatura. Taxa de deformação cte 155 s^{-1}	53
Figura 3-12	Mecanismos de desnaturação de proteínas.....	55
Figura 3-13	Mudanças estruturais das proteínas que ocorrem durante o processo de extrusão.....	56
Figura 4-1	Valores estimados do calor específico para componentes puros: proteína, carboidratos, gordura, cinza, fibra e água.....	73
Figura 4-2	Valores estimados do calor específico para farinha de soja a diferentes conteúdos de umidade.....	73
Figura 4-3	Valores estimados da condutividade térmica para componentes puros: proteína, carboidratos, gordura, cinza, fibra e água.....	79
Figura 4-4	Valores estimados da condutividade térmica para farinha de soja a diferentes conteúdos de umidade.....	79

Figura 4-5	Valores estimados da densidade para componentes puros: proteína, carboidratos, gordura, cinza, fibra e água	80
Figura 4-6	Valores estimados da densidade para farinha de soja a diferentes conteúdos de umidade.....	80
Figura 5-1	Distância entre os centros dos eixos das roscas	83
Figura 5-2	Descrição geométrica da rosca helicoidal	84
Figura 5-3	Descrição da área transversal do canal	85
Figura 5-4	Geometria da zona de entrelaçamento	87
Figura 5-5	Percurso do material fundido dentro do canal das roscas	89
Figura 5-6	Zonas de um extrusor de rosca dupla.....	91
Figura 5-7	Sistema de coordenadas usado na descrição do fluxo. (TAYEB et alii. 1988)	92
Figura 5-8	Geometria radial e de comprimento na zona de transporte de sólidos (TAYEB et alii 1988).....	94
Figura 5-9	Identificação do balanço de calor sobre o material.....	96
Figura 5-10	Identificação do balanço de energia sobre a rosca	100
Figura 5-11	Geometria cilíndrica circular do sistema simplificado (TAYEB et alii 1988).....	105
Figura 5-12	Identificação do balanço de energia sobre o material na zona de fundido	106
Figura 5-13	Identificação do balanço de energia sobre a rosca na zona do material fundido	109
Figura 5-14	Vista perpendicular das roscas.....	113
Figura 5-15	Identificação da área envolvida no atrito.....	115
Figura 6-1	Distribuição da temperatura no cilindro do extrusor	124
Figura 6-2	Procedimento para calcular o perfil de temperatura por computador.....	124
Figura 6-3	Resultado da simulação do perfil de temperatura nas seguintes condições: $f = 0,4$; $p=400000$ Pa; $Nu=25$; $\dot{q}=30\text{kg/h}$; $T_m=20^\circ\text{C}$; 100 rpm; $Nu_c = 70$; Umidade = 25%; $h_e= 800.\text{W/m}^2\text{ }^\circ\text{C}$	127

Figura 6-4	Influência da temperatura no calor específico do sólido poroso a vários conteúdos de umidade, nas seguintes condições: 150 rpm; $f = 0,4$; $Nu = 25$; $Nu_c = 70$; $p = 500000$ Pa; $h_e = 800$ W/m ² °C.....	126
Figura 6-5	Influência da temperatura na condutividade térmica do produto a vários conteúdos de umidade, nas seguintes condições: 150 rpm; $f = 0,4$; $Nu = 25$; $Nu_c = 70$; $p = 500000$ Pa; $h_e = 800$ W/m ² °C.....	126
Figura 6-6	Variação de h_1 ao longo do extrusor, a simulação foi nas seguintes condições: $Nu=25$; $Nu_c=70$; $f = 0,4$; $p = 400000$ Pa; Umidade = 25%; $h_e = 800$ (W/m ² °C); $\dot{q} = 30$ kg/h	128
Figura 6-7	Variação de h_2 ao longo do extrusor, a simulação foi nas seguintes condições: $Nu=25$; $Nu_c=70$; $f = 0,4$; $p = 400000$ Pa; Umidade = 25%; $h_e = 800$ (W/m ² °C); $\dot{q} = 30$ kg/h	130
Figura 6-8	Influência dos parâmetros de ajuste (f, Nu, p) na predição do perfil de temperatura ao longo do extrusor. Com os seguintes parâmetros constantes: Umidade = 25%; $h_e = 800$ (W/m ² °C); $\dot{q} = 30$ kg/h	130
Figura 6-9.	Influência do valor de f na predição de perfil de temperatura. Com os seguintes parâmetros constantes: Umidade = 25%; $h_e = 800$ (W/m ² °C); $\dot{q} = 30$ kg/h	131
Figura 6-10.	Influência do valor de p na predição de perfil de temperatura. Com os seguintes parâmetros constantes: Umidade = 25%; $h_e = 800$ (W/m ² °C); $\dot{q} = 30$ kg/h	131
Figura 6-11.	Influência do valor de Nu na zona de transporte de sólidos, na predição do perfil de temperatura, Com os seguintes parâmetros constantes: Umidade = 25%; $\dot{q} = 30$ kg/h $h_e = 800$ (W/m ² °C).	132
Figura 6-12.	Influência da velocidade da rosca no perfil de temperatura do produto. Com os seguintes parâmetros constantes: Umidade = 25%; $h_e = 800$ (W/m ² °C); $\dot{q} = 30$ kg/h; $f = 0,4$; $p = 400000$ Pa; $Nu = 20$	133

Figura 6-13	Formação da camada de sólidos E, a diferentes velocidades de rosca. Com os seguintes parâmetros constantes: Umidade = 25%; $h_e = 800(\text{W/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C})$; $\dot{g} = 30\text{kg/h}$; $f = 0,4$; $p = 400000 \text{ Pa}$; $Nu = 20$	134
Figura 6-14	Influência da velocidade da rosca na temperatura da rosca do extrusor. Com os seguintes parâmetros constantes: Umidade = 25%; $h_e = 800(\text{W/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C})$; $\dot{g} = 30\text{kg/h}$; $f = 0,4$; $p = 400000 \text{ Pa}$; $Nu = 25$	135
Figura 6-15	Influência da velocidade de alimentação no perfil de temperatura do produto ao longo do extrusor. Com os seguintes parâmetros constantes: Umidade = 25%; $f = 0,4$ $h_e = 800(\text{W/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C})$; 150 rpm; $p = 400000 \text{ Pa}$; $Nu = 20$	137
Figura 6-16	Influência da velocidade de alimentação na formação do valor da camada E no canal da rosca. Com os seguintes parâmetros constantes: Umidade = 25%; $h_e = 800(\text{W/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C})$; 150 rpm; $f = 0,4$; $p = 400000 \text{ Pa}$; $Nu = 20$	137
Figura 6-17	Influência da umidade do produto no perfil de temperatura ao longo do extrusor. Com os seguintes parâmetros constantes: $\dot{Q} = 30\text{kg/h}$; $h_e = 800(\text{W/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C})$; 150 rpm; $f = 0,4$; $p = 400000 \text{ Pa}$; $Nu = 20$	138
Figura 6-18	Influência do valor de Nu e Nu_c no perfil de temperatura na zona de fundido e elementos reversíveis de rosca. Com os seguintes parâmetros constantes: $\dot{g} = 30\text{kg/h}$; $p = 400000 \text{ Pa}$; $h_e = 800(\text{W/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C})$; 150 rpm; $f = 0,4$; Umidade = 25%.	139
Figura 6-19	Influência da velocidade da rosca no perfil de temperatura na zona de fundido e elementos reversíveis da rosca. Com os seguintes parâmetros constantes: $\dot{g} = 30\text{kg/h}$; $h_e = 800(\text{W/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C})$; $Nu = 20$; $Nu_c = 70$; $f = 0,4$; $p = 400000 \text{ Pa}$; Umidade = 25%.	141
Figura 6-20	Influência do conteúdo de umidade na Viscosidade aparente ..	142

Figura 6-21 Influência da temperatura na viscosidade aparente do produto a diferentes conteúdos de umidade142

Figura 6-22 Influência da viscosidade aparente na geração da dissipação viscosa143

Figura 6-23 Influência do conteúdo de umidade na geração de energia por dissipação viscosa.....143

Figura 6-24 Distribuição de temperaturas no cilindro144

Figura 6-25 Influência da distribuição de temperaturas do cilindro no perfil de temperatura do produto.....144

Figura 6-26 Valores experimentais e valores obtidos por simulação para amido a 210 rpm146

LISTA DE TABELAS

Tabela 2-1	Características operacionais do extrusor de rosca simples.....	16
Tabela 2-2	Mecanismos de restrição usados nos extrusores.....	25
Tabela 2-3	Temperatura no final das seções do extrusor	28
Tabela 2-4	Mecanismos de transporte de energia para extrusores cozinheiros típicos (CHANG & HALEK 1991)	30
Tabela 2-5	Diferenças entre extrusores de rosca simples e rosca dupla	32
Tabela 3-1	Composição percentual da farinha de soja desengordura	50
Tabela 3-2	Parâmetros reológicos para farinha de soja desengordurada determinados pelas equações de MORGAN et alii (3-20) e da lei de potência (3-18).....	50
Tabela 3-3	Descrição dos termos da equação 3-39	65
Tabela 3-4	Coefficientes e constantes determinados para farinha de soja desengordurada.....	65
Tabela 4-1	Calor específico de alguns alimentos e produtos processados....	68
Tabela 4-2	Modelos simples de calor específico para alimentos.....	69
Tabela 4-3	Calores específicos de componentes alimentícios.....	71
Tabela 4-4	Modelos simples de condutividade térmica para produtos alimentícios.....	75
Tabela 6-1	Dimensões dos elementos das roscas do extrusor	123

NOMENCLATURA

CAPÍTULO II

m	Número de fios de rosca.
N	Velocidade de rotação (rps).
N_c	Número de câmaras.
Q_a	Vazão total (m^3/s).
Q_c	Fluxo entre o fundo de uma rosca e a ponta do fio da outra rosca (m^3/s).
Q_f	Fluxo através do espaço entre o fio da rosca e a parede interna do cilindro (m^3/s).
Q_s	Fluxo através do espaço lateral dos fios da rosca perpendiculares ao eixo da rosca (m^3/s).
Q_t	Fluxo através do espaço lateral dos fios da rosca (m^3/s).
Q_{th}	Vazão mássica teórica (m^3/s).
V_c	Volume da câmara (m^3).

CAPÍTULO III

$A, B, C, A_1, A_2, \varepsilon$	Constantes características do material (adimensional)
a	Constante característica do material (adimensional)
b	Coefficiente adimensional da umidade (adimensional)
C_p	Conteúdo de proteínas (%)
DP	Grau de polimerização
h	Constante de Planck
k	Índice de consistência ($Pa.s^n$).
k_∞	Constante específica de reação
k_2^1	Constante de velocidade de reação de primeira ordem ($1/s$)
K_2	Coefficiente de viscosidade ($Pa.s$)
K_b	Constante de Boltzman
K_o	Índice de consistência característica do fluido ($Pa.s^n$)
K_t	Coefficiente de transmissão ($= 1$)

M_c	Concentração do monômero (mol kg/m^3)
MW_m	Peso molecular do monômero (kg/mol.kg)
MW_p	Peso molecular do polímero (kg/mol kg)
n	Índice de comportamento do fluido (adimensional)
P_c	Concentração das espécies poliméricas reativas (mol.kg/m^3)
R	Constante universal dos gases ($8,3143 \text{ J/mol K}$).
T	Temperatura ($^{\circ}\text{C}$).
T_d	Temperatura de início de desnaturação de proteínas ($^{\circ}\text{C}$)
T_t	Temperatura em um tempo t ($^{\circ}\text{C}$)
U	Conteúdo de umidade (%).

Símbolos gregos

α, α_0	Constantes características do material (adimensional)
β	Coeficiente de desnaturação viscosa do material
β_r	Constante característica do material (adimensional)
$\dot{\gamma}$	Taxa de deformação (s^{-1}).
ϕ	Função de desnaturação de proteínas
τ	Tensão de cisalhamento (Pa).
μ_1	Viscosidade newtoniana (Pa.s).
τ_0	Tensão de cisalhamento inicial (Pa).
$\Delta\eta_{mw}$	Incremento da viscosidade devido ao desenrolamento das macromoléculas de proteínas (Pa.s).
ΔE_d	Energia de ativação de desnaturação de proteínas (kJ/mol)
ΔE_v	Energia de ativação (kJ/mol)
η	Viscosidade aparente (Pa.s)
η_0	Viscosidade a taxa de deformação zero ou viscosidade newtoniana máxima (Pa.s)
η_{ud}	Viscosidade com proteínas não desestabilizadas (Pa.s)
η_{app}	Viscosidade aparente (Pa.s).
η_{∞}	Viscosidade limite ou viscosidade newtoniana mínima (Pa.s)

CAPÍTULO IV

C_1, C_2	Constantes características do material (adimensional)
C_p	Calor específico (kJ/kg °C)
C_{pm}	Calor específico médio (kJ/kg °C)
k	Condutividade térmica (w/m°C)
m	Fração mássica (%)
M	Massa do material (kg)
Q	Calor (W)
T_f	Temperatura final (°C)
T_i	Temperatura inicial (°C)
x	Espessura do material (m).
ρ	Densidade do produto (kg/m ³)
ε	Porosidade do produto (%)

sub-índices:

a	água
ar	ar
c	carboidratos
f	fibra
g	gorduras
ge	gelo
p	proteínas
s	sólido
sp	sólido poroso
sng	sólido não gorduroso
z	cinzas

CAPÍTULO V

ΔZ	Incremento de Z (m)
A	Área transversal do canal da rosca (m ²)

C	Comprimento da câmara "C" (m)
Ca	Número de Cameron (adimensional)
C _e	Comprimento equivalente da câmara (m)
C _p	Calor específico (kJ/kg °C)
C _T	Profundidade dos cortes transversais nos elementos
D	Diâmetro da rosca (m)
d	Espaço entre as superfícies (m)
D _e	Diâmetro equivalente da rosca (m)
D _{ex}	Distância entre os centros dos eixos da rosca (m)
D _i	Diâmetro interno da rosca (m)
E	Camada de material formado na parte inferior da rosca (m)
f	Fator de atrito (adimensional)
f _e	Comprimento da ponta do fio da rosca (m)
FG _f	Fator geométrico na zona do fundido (m ³)
FG _r	Fator geométrico na seção de elementos reversíveis (m ³)
h	profundidade da rosca (m)
h ₁	Coefficiente global de transferência de calor convectivo (W/m ² °C)
h ₂	Coefficiente de transferência de calor efetiva (W/m ² °C)
h _c	Coefficiente de transferência de calor convectivo na zona de fundido (W/m ² °C)
h _{ct}	Coefficiente de transferência de calor na espessura δ (W/m ² °C)
h _e	Coefficiente de transferência de calor do material na espessura δ (W/m ² °C)
k	Condutividade térmica do produto (W/m°C)
k _s	Condutividade térmica do sólido poroso (W/m°C)
m	Massa do produto (kg)
N	Velocidade de rotação da rosca (1/s)
N _e	Velocidade de rotação equivalente da rosca (1/s)
n _i	Número de cortes transversais nos elementos de roscas reversíveis
Nu	Número de Nusselt (adimensional)
Nu _c	Número de Nusselt convectivo na zona de fundido (adimensional)
p	Pressão gerada entre o material e os fios da rosca (Pa)
pa	Passo da rosca (m)

$\dot{g}$	Velocidade de alimentação do produto (kg/h)
$\dot{q}_r$	Transferência de calor no sentido radial no elemento de volume diferencial / unidade de tempo (W)
$\dot{q}_z$	Transferência de calor no sentido Z no elemento de volume diferencial / unidade de tempo (W)
$\dot{q}_{dv}$	Calor gerado por dissipação viscosa no elemento de volume diferencial / unidade de tempo (W)
$\dot{q}_{at}$	Geração de energia por atrito no elemento de volume diferencial / unidade de tempo (W)
$\dot{q}_\theta$	Transferência de calor no sentido θ no elemento de volume diferencial / unidade de tempo (W)
Q_{dv}	Geração de energia por dissipação viscosa/unidade de tempo (W)
$Q_{\eta 1}$	Calor gerado por dissipação viscosa dentro do canal/unidade de tempo (W)
$Q_{\eta 2}$	Calor gerado entre as pontas dos fios da rosca e a superfície interna do cilindro /unidade de tempo (W)
$Q_{\eta 3}$	Calor gerado no encaixe das roscas/unidade de tempo (W)
$Q_{\eta 4}$	Calor gerado entre as laterais opostos dos fios da rosca/unidade de tempo (W)
Q_1	Calor transferido da rosca ao produto no canal/unidade de tempo (W)
Q_2	Calor transferido do cilindro ao produto/unidade de tempo (W)
Q_3	Calor transferido do fundo do canal da rosca ao produto/unidade de tempo (W)
Q_c	Calor transferido do cilindro à rosca/unidade de tempo (W)
Q_{at}	Geração de energia por atrito/unidade de tempo (W)
R	Raio da rosca (m)
S	Comprimento helicoidal do fio da rosca (m)
S_e	Comprimento helicoidal equivalente do fio da rosca (m)
S_{ei}	Comprimento helicoidal equivalente interno (m)

T_{at}	Constante definida como termo equivalente a temperatura por atrito ($^{\circ}\text{C}$)
T_c	Temperatura do cilindro ($^{\circ}\text{C}$)
T_{dv}	Constante denominada como termo equivalente à temperatura por dissipação viscosa ($^{\circ}\text{C}$)
T_{dvr}	Constante denominada como temperatura gerada por dissipação viscosa nos elementos reversíveis ($^{\circ}\text{C}$).
$T_m(z)$	Temperatura do material na posição z ($^{\circ}\text{C}$)
T_r	Temperatura da rosca ($^{\circ}\text{C}$)
V	Volume da câmara (m^3)
V_f	Volume do material fundido (m^3)
v_p	Velocidade média do produto (m/s)
v_r	Velocidade da rosca (m/s)
v_z	Velocidade do material na direção z (m/s)

Símbolos gregos:

$\dot{\gamma}$	Taxa de deformação (s^{-1})
$\dot{\gamma}_r$	Taxa de deformação na seção de elementos reversíveis (s^{-1})
$\dot{\gamma}_f$	Taxa de deformação na zona do fundido (s^{-1})
δ	Espaço entre a superfície interna do cilindro e as pontas do fio da rosca (m)
φ	Ângulo de formação da capa sólida (rad)
ϕ	Ângulo helicoidal da rosca (grau)
ρ	Densidade do material (kg/m^3)
ε	Espaço entre a ponta do fio de uma rosca e o fundo do canal da outra rosca (m)
σ	Espaço entre os lados laterais do fio (m)
ζ	Largura dos cortes transversais nos elementos reversíveis (m)
η_{app}	Viscosidade aparente (Pa.s)

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

O processo de extrusão termoplástica é caracterizado pelo emprego de altas temperaturas em curtos espaços de tempo. O material a ser tratado é deslocado ao longo de um cilindro, no interior do qual uma ou duas roscas giram. Várias operações unitárias são combinadas, fazendo com que os extrusores sejam úteis não só para dar forma, cozinhar ou texturizar proteínas vegetais, mas, pela sua capacidade de mistura, transporte e controle de parâmetros, como também é possível processar materiais viscosos.

O material é submetido a consideráveis forças de cisalhamento, e o aumento de temperatura do material se deve ao calor adicionado através das camisas do cilindro e pela energia produzida por dissipação viscosa. Este calor conduz à gelatinização dos amidos, desnaturação das proteínas, cozimento e até esterilização.

O uso dos extrusores de rosca dupla foi incrementado pela flexibilidade e versatilidade no processamento e o seu modelamento matemático, nos últimos anos, tem recebido grande atenção. A geometria destes extrusores e a complexidade de transformações físicas e químicas, que ocorrem durante o processo, fazem com que a modelagem do comportamento dinâmico do processo seja difícil.

YACU (1985), desenvolveu um modelo matemático de comportamento de escoamento e perfil de temperatura para amido de trigo num extrusor de rosca dupla co-rotacional e devido a dificuldades no experimento, muitas propriedades físicas, térmicas e de transferência foram considerados constantes.

TAYEB et alii. (1988) desenvolveram um modelo matemático baseado numa geometria cilíndrica circular para fluido newtoniano, supondo que só na zona de transporte de materiais existe transferência de calor por condução e geração de energia por fricção, e considerando como isotérmico as outras zonas do extrusor. BARRES et alii. (1991), introduziram ao modelo de TAYEB et alii (1988) o conceito de camada dupla. Mais tarde TAYEB et alii.(1992) melhoraram esse modelo introduzindo o número de Nusselt para caracterizar a transferência de calor desde o cilindro até a camada estática e da camada estática ao produto no canal da rosca. VAN ZUILICHEM et alii (1990) desenvolveram o um modelo de transferência de calor baseado na análise de penetração de calor de JEPSON (citado por VAN ZUILICHEM et alii 1990), considerando o fluido como não-newtoniano, com as propriedades físicas e térmicas do produto constantes.

Estes modelos, entretanto, não consideram a variação das propriedades físicas do material (condutividade térmica, densidade, calor específico) e nem as propriedades reológicas em função das variáveis de extrusão, o efeito da temperatura e o conteúdo de umidade, aspectos que podem ser responsáveis pela falta de exatidão na predição do perfil de temperatura do produto.

É importante predizer o perfil de temperatura ao longo do extrusor, pois o desenvolvimento do perfil de temperatura durante o processo é crítico para a qualidade do produto. Temperaturas demasiadamente altas e tempos de residência longos podem causar destruição de nutrientes, assim como, diminuição do valor biológico das proteínas.

O conhecimento "a priori" do perfil de temperatura ajudaria a controlar a perda de nutrientes. Para a modelagem matemática , consideramos o material fundido como fluido não-newtoniano, não isotérmico. As propriedades térmicas do produto são consideradas em função da composição e da temperatura, e a

viscosidade aparente é expressa no modelo da lei da potência com dependência de taxa de deformação, temperatura e conteúdo de umidade.

Assim visando contribuir para o desenvolvimento do processo de extrusão, os objetivos desta pesquisa foram:

1. Estabelecer as relações matemáticas que possam predizer o perfil de temperatura num processo de extrusão da farinha de soja desengordurada.
2. Simular o perfil térmico do produto no processo de extrusão através de um programa computacional.
3. Analisar os resultados teóricos, monitorando os parâmetros de processamento.

O trabalho tem o seguinte esquema: no capítulo 2, consideram-se aspectos gerais do processo de extrusão, como descrição de tipos de extrusores, vantagem e desvantagem e características operacionais; no capítulo 3 descreve o comportamento reológico do produto e as equações que expressam dependência como conteúdo de umidade, temperatura e taxa de deformação. No capítulo 4 trata-se das propriedades termofísicas que dependem da composição e da temperatura do produto.

No capítulo 5 aborda-se a modelagem matemática baseada na geometria interna do cilindro e na transferência de calor na zona de transporte de sólidos e na zona de fusão assim como nos elementos de rosca reversíveis, finalmente no capítulo 6 se analisa os resultados da simulação do perfil de temperatura.

CAPÍTULO II

PROCESSO DE EXTRUSÃO

A extrusão termoplástica de alimentos é um processo do tipo "HTST" (High Temperature Short Time), definida, segundo HAUCK & HUBER (1989), como um processo pelo qual os materiais umídecidos expansíveis como amido ou proteínas são plastificados e cozidos ao longo de um tubo, no qual podem ser utilizados diversos valores de umidade, pressão, temperatura e cisalhamento mecânico.

A aplicação deste processo no campo dos alimentos data dos anos 1930 (HARPER, 1986a e 1986b), quando os extrusores de rosca simples foram usados para dar forma aos produtos alimentícios como macarrões e cereais pré-cozidos.

Extrusores de rosca simples para cozimento, equipados com grandes motores elétricos foram desenvolvidos na década de 40, com o propósito de preparar "snacks", a partir de cereais ou sementes.

Na década de 50, o desenvolvimento de novos extrusores de rosca simples introduzem novas aplicações, tais como : alimentos para animais domésticos, farinha de cereal pré-cozido e alimentos pré-cozidos.

Na década de 60, o interesse é focalizado sobre as características dos alimentos extrusados. Uma variedade de produtos alimentícios é desenvolvida, levando-se em consideração novas propriedades, a fim de obter o baixo custo do processo. Isto inclui um incremento na variedade de produtos de cereais instantâneos e "snacks", pão torrado para sopas, análogos de carne e, ainda,

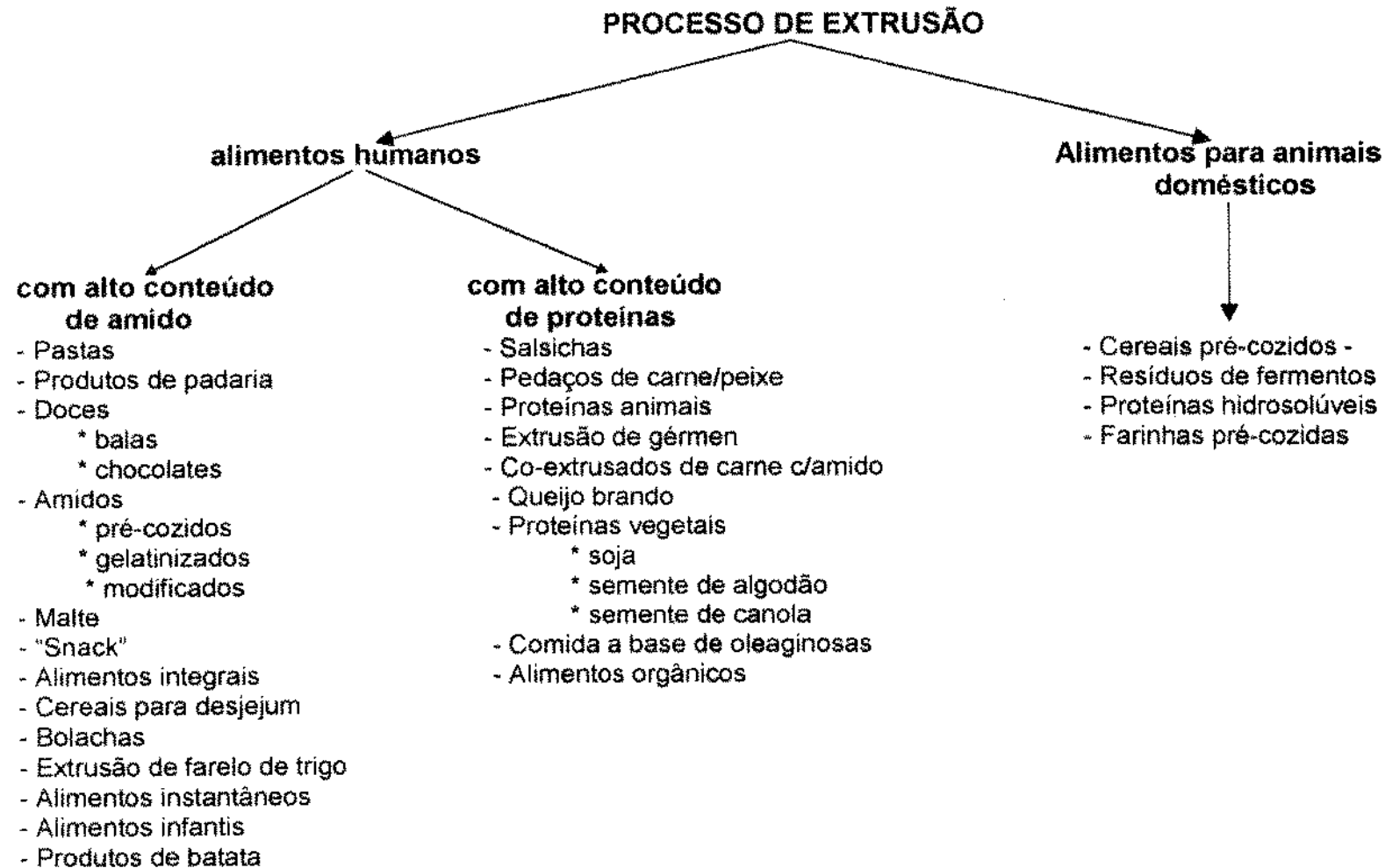
a expansão de uma série de alimentos secos que têm substituído os enlatados.

Na década de 70, os processos de extrusão foram usados para produzir alimentos úmidos e suaves, controlando-se a atividade de água no produto final, com diferentes aditivos tais como: propileno glicol, açúcar, ácidos, sal e álcool.

O uso de extrusores de rosca dupla para processamento de alimentos foi de interesse na década de 70, tendo suas aplicações e usos nos anos 80. Ainda que os extrusores de rosca dupla possam ter uma variedade de desenhos, o extrusor tipo co-rotacional entrelaçado tem tido grande aceitação (HAUCK & HUBER, 1989; LUSAS, 1995).

A utilização dos extrusores para produzir produtos alimentícios vem crescendo continuamente. Recentes aplicações mostram que os extrusores não são somente úteis para dar forma, cozinhar, expandir cereais ou texturizar proteínas vegetais, como também, pela sua capacidade de transportar, misturar e ainda permitir um controle de parâmetros. Pode-se aquecer materiais viscosos para produção contínua de balas através de um fundido anidro da massa ou a cocção contínua de soluções de açúcar (ASP, 1987; WIDDMAN & STROBEL, 1987; CLARK, 1986).

O processamento de alimentos co-extrusados tem despertado grande interesse para a produção, como, por exemplo bolinhos com recheio, cereais instantâneos com frutas ou componentes aromáticos de frutas e alimentos para animais domésticos contendo peças texturizadas multicoloridas, simulando ossos ou outros produtos cárnicos. Cada processo requer a sincronização dos extrusores produzindo as partes que integram o produto, as quais são combinadas numa matriz especial. Na figura 2-1, pode-se observar outras aplicações do processo de extrusão.



**Figura 2-1. Exemplos de aplicações do processo de extrusão
(Adaptação de VAN ZUILICHEM & STOLP, 1987)**

2.1 Vantagem do processo de extrusão.

VESSA (1986) menciona que a maior vantagem do processo de extrusão é a alta qualidade do produto formado, particularmente em termos de textura, aparência e sabor tradicional.

Como o processo de extrusão é contínuo onde fenômenos de transferência de calor e de momento são combinadas dentro do extrusor na qual o pó seco alimentado é formado continuamente de maneira uniforme. Sólidos e mistura de sólidos e líquidos podem ser tratados contínua e uniformemente numa instalação compacta com relação a outras instalações.

O requerimento de mão-de-obra é menor, e os modernos processos de controle dos parâmetros da máquina, permitem manipular as condições operacionais para produzir uma ampla variedade de produtos.

Segundo FELLOWS (1990), o processo de extrusão está ganhando popularidade pelas seguintes razões:

1. **Versatilidade** : O processo é extremamente flexível, sendo capaz de se acomodar à demanda de consumidores para novos produtos, já que é possível produzir uma ampla variedade, mudando poucos ingredientes e as condições de operação no extrusor.
2. **Custos reduzidos** : O processamento tem baixos custos e alta produtividade em relação a outros processos de cocção. DARRINGTON (citado por FELLOWS ,1990) fez uma comparação entre custos de produção de cereais para desjejum por extrusão e por processos tradicionais, encontrando uma economia em matéria-prima, energia, mão-de-obra,

investimento do capital da ordem de 19%, 100%, 14% e 40% respectivamente.

3. Alta velocidade de produção e automação : MANS (citado por FELLOWS, 1990) reporta exemplos de velocidade de produção: para “chizitos” acima de 315 kg/h; para cereais de baixa densidade, 1200 kg/h; para alimentos secos expandidos, 9000 kg/h.

2.2 Descrição do processo de extrusão.

Durante o processo, nas diferentes partes do extrusor, pode-se realizar uma série de operações tais como : aquecimento, resfriamento, transporte, bombeamento, cozimento, mistura, corte, homogeneização, fundição, texturização, modelagem, que podem ser realizados de forma simultânea ou individualmente. Estas operações se desenvolvem em diferentes partes do extrusor (Figura 2-2), tais como pré-condicionador, mecanismo de alimentação, corpo do extrusor e mecanismo de corte.

2.2.1 Mecanismo de alimentação.

Esta seção do extrusor é geralmente compreendida por uma tolva que pode ter desenho horizontal ou vertical e um parafuso helicoidal. Este recebe o material a ser extrusado e alimenta a rosca, permitindo um fluxo controlado, evitando, assim, o acúmulo do material, às vezes, o alimentador está equipado por uma saída grande para este efeito. A alimentação constante, uniforme e homogênea é essencial para proporcionar um produto extrusado de qualidade (EL-DASH, 1981). A figura 2-3 mostra dois tipos de mecanismos de alimentação.

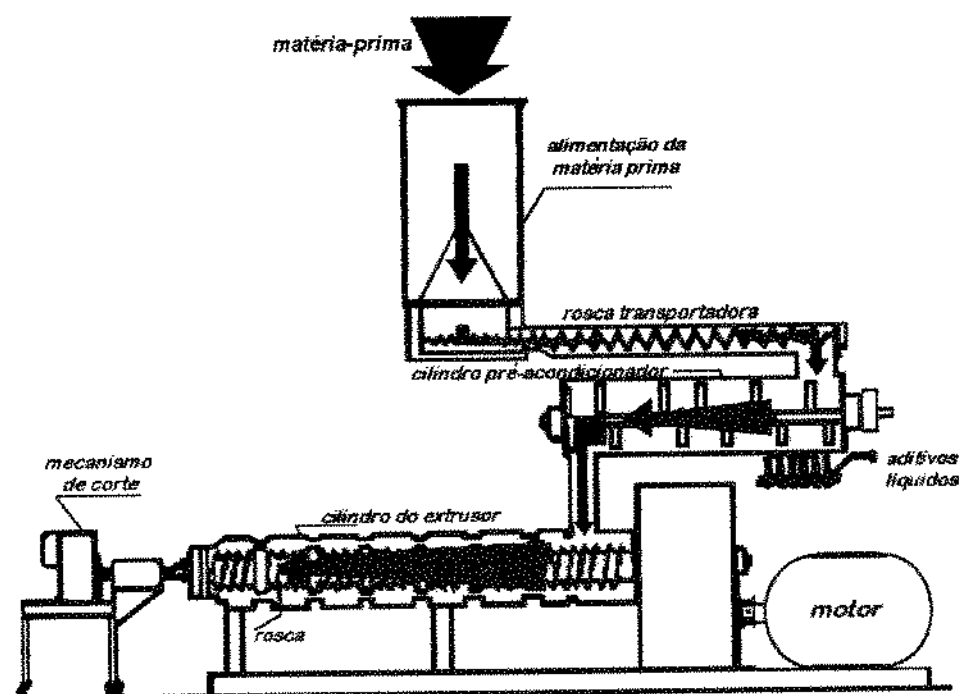


Figura 2-2. Esquema geral do processo de extrusão.

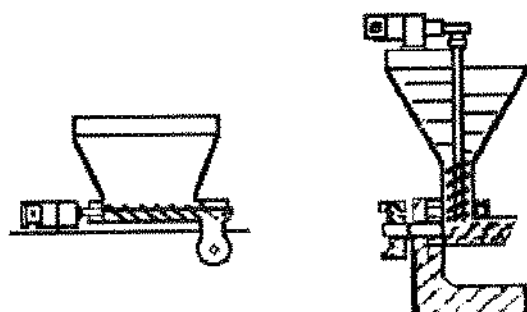


Figura 2-3. Mecanismos de alimentação : horizontal e vertical

2.2.2 Pré-acondicionador.

Esta unidade tem vários objetivos incluindo mistura, hidratação, pré-aquecimento e pré-cozimento da matéria-prima. A variável mais importante é, sem dúvida, a qualidade do vapor usado para pré-aquecer ou pré-cozinhar os ingredientes (YACU, 1990).

Muitos desenhos incluem um pré-acondicionador para incrementar o tempo de residência. O pré-acondicionamento é realizado à pressão atmosférica ou em câmaras pressurizadas, na qual os ingredientes crus são umedecidos e aquecidos uniformemente por contato de vapor ou água quente. Os pré-acondicionadores pressurizados têm a vantagem de atingir altas temperaturas na descarga.

2.2.3 Corpo do extrusor

O corpo do extrusor está compreendido por um cilindro no qual está contido um sistema de roscas. Este cilindro pode estar encamisado, permitindo a circulação de vapor ou de água de resfriamento. As vezes, o aquecimento é realizado por resistências elétricas. Esta unidade tem, como objetivo, controlar a temperatura programada de processamento.

A rosca é a parte mais importante do extrusor, onde o material alimentício é submetido a consideráveis forças de cisalhamento e às operações mais importantes que afetam as características físicas e químicas do produto final. Está compreendida por três zonas (figura 2-4).

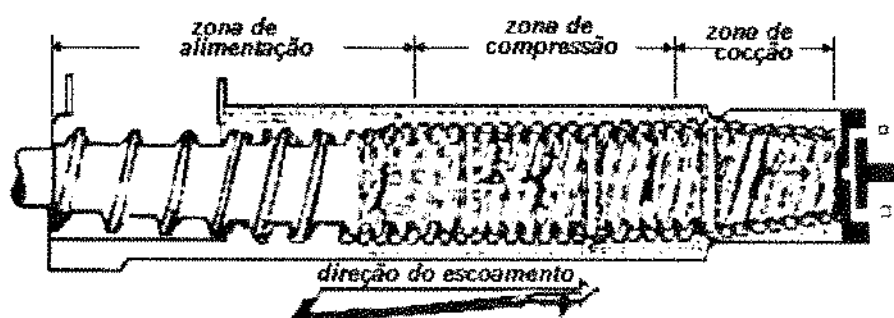


Figura 2-4. Zonas características na rosca do extrusor (LUSAS, 1995).

a) Zona de alimentação

Também, chamada, , por outros autores (TAYEB et alii, 1988; VAN ZUILICHEM et alii, 1989) como zona de transporte de sólidos. Nesta área, a matéria-prima, na forma de partículas, é introduzida dentro do cilindro para o canal da rosca, preparando-a para a outra zona. Este material é de baixa densidade por sua natureza granular e pela presença do ar que entra com o produto. Nesta zona o canal está parcialmente cheio. A medida que se desloca, o material é ligeiramente comprimido e o ar expulso. A água é geralmente injetada nesta zona do cilindro com o propósito de alterar a textura, desenvolvimento da viscosidade e incrementar a transferência de calor por condução.

b) Zona de compressão

É a continuação da zona de alimentação. Os canais do extrusor atingem um alto grau de enchimento e o ângulo do passo da rosca decresce assim como o volume da rosca. Nesta etapa o produto perde sua característica granular e a densidade começa a se incrementar na medida em que se desenvolve a pressão no cilindro. Na primeira parte desta zona, a pressão é baixa, o que permite, quando desejável, a injeção de vapor a pressões de 7 a 9 bar, e água a 2 bar (HAUCK & HUBER 1989).

Ao ser usado vapor, este transporta tanta energia térmica quanto umidade ao produto. As partículas descontínuas do material começam a se aglomerar por causa do incremento de temperatura resultante da transferência de calor por condução, injeção de vapor e a energia produzida por dissipação viscosa. A medida que o produto se movimenta através desta zona, começa a se formar uma massa que flui até alcançar

uma máxima compactação (HAUCK & HUBER, 1989). O cisalhamento é usualmente, moderado, e a temperatura do extrusor continua aumentando.

c) Zona de cocção

Denominada por outros autores como zona de alto cisalhamento (TAYEB et alii 1988; VAN ZUILICHEM et alii 1989). É nesta zona que ocorre a texturização. Devido à dissipação viscosa, a temperatura, a pressão e a taxa de deformação ou tensão de cisalhamento sobre o produto se incrementam rapidamente, e também à configuração da rosca do extrusor, produz-se a máxima compactação do produto. Nesta zona, a temperatura e a pressão resultante no fluido viscoso são as adequadas para expulsar o produto através da matriz do extrusor, obtendo a textura final, densidade, cor e propriedades funcionais desejadas.

d) Matriz

Na saída do extrusor está instalada uma placa, com vários furos, conhecida como matriz. A matriz tem duas funções : dar forma desejada ao produto e atuar como restrição ao escoamento, o que incrementa a pressão na zona de cocção. Tem-se projetado vários modelos dos furos que formam parte da matriz. (EL-DASH, 1981). A figura 2-5 mostra alguns tipos de matriz simples.

2.2.4 Mecanismo de corte

Este mecanismo está constituído por facas que giram a uma determinada velocidade que dependem do tamanho desejado do produto. Na figura 2-6 são apresentados dois tipos de mecanismos de corte (EL-DASH, 1981).

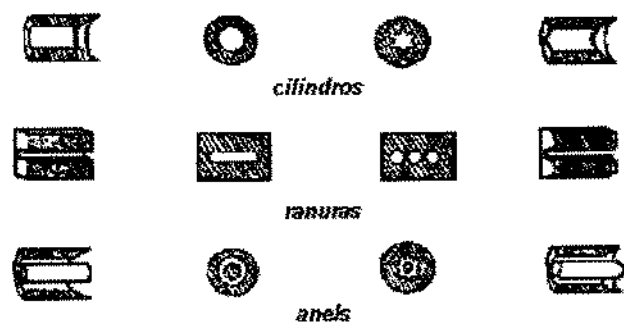


Figura 2-5. Vários tipos de matriz simples.

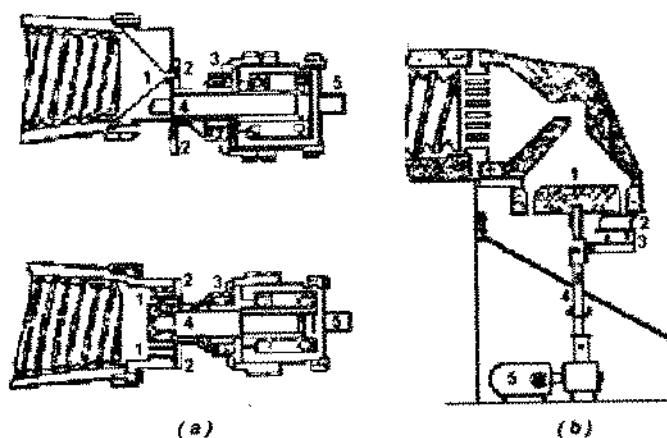


Figura 2-6. Mecanismos de corte: a) horizontal e b) vertical.
1. matriz; 2. lâminas de corte; 3. Suporte das lâminas
4. eixo; 5. Motor.

2.3 Classificação.

Existem vários tipos de extrusores, que podem ser classificados segundo suas funções e diferentes aplicações no processamento

Segundo FELLOWS (1990) os extrusores podem ser classificados de acordo o método de operação: extrusores frios e extrusores para cozimento.

Segundo HAUCK & HUBER (1989), os extrusores para cozimento ainda podem ser classificados desde o ponto de vista termodinâmico (por desenvolvimento de pressão) ou pela intensidade de cisalhamento. Desde o ponto de vista da teoria da termodinâmica, os extrusores cozinhadores podem ser:

1. **Autógenos:** (quase adiabático), gerando seu próprio calor por conversão de energia mecânica por atrito viscoso devido ao escoamento.
2. **Isotérmicos:** ou a temperatura constante.
3. **Politrópicos:** operando entre autógeno e isotérmicos, com parte de energia proveniente da dissipação viscosa e parte de transferência de calor.

Esta classificação é importante quando se quer modelar o comportamento do extrusor para cozimento, e que é muito complexo já que todos os extrusores operam politropicamente.

A classificação mais tradicional e aceitável é dada pelos tipos de rosca presentes no cilindro. Estes podem ser de rosca simples ou de rosca dupla, sendo que a este último tipo de extrusor vamos dedicar mais tempo.

2.3.1. Extrusores de rosca simples

Estas máquinas são politrópicas e o calor é gerado por fricção e adição a partir de fontes externas. Estes extrusores são usados, principalmente, na produção de "snacks", cereais, pastas, doces, alimentos para animais, suplementos protéicos e análogos de carne.

Para efeitos de análise, a rosca do extrusor foi dividida em três zonas : de alimentação, de compressão e de cocção. Esta última pode ser de uma peça só com várias configurações e dimensões (figura 2-7).

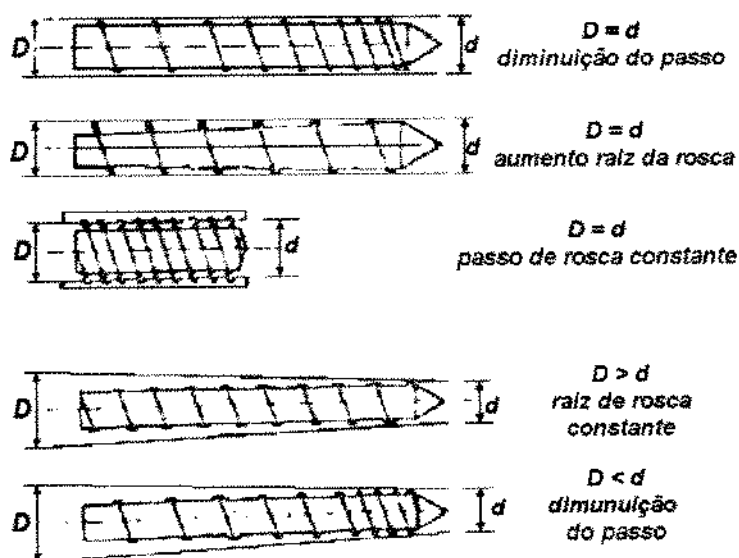


Figura 2-7. Desenhos da rosca para extrusores simples.

Da zona de alimentação, onde o diâmetro da rosca é menor em relação as outras zonas, segue-se para a zona de compressão, onde o diâmetro da rosca é um pouco maior e, finalmente o material entra na zona de cocção, onde o diâmetro da rosca permanece constante. A temperatura nas zonas de compressão e cocção pode atingir 180°C e pressões de até 2×10^7 Pa (LUSAS, 1995).

A rosca do extrusor, girando em alta velocidade dentro do cilindro transporta, aquece e transforma os ingredientes alimentícios numa massa contínua plastificada.

As operações dentro de um extrusor de rosca simples são altamente dependentes da pressão requerida pela matriz (ver tabela 2-1). Além disso, a temperatura na parede do cilindro é controlada pela transferência de calor, e o grau de enchimento no canal da rosca está relacionado com a velocidade de alimentação, velocidade da rosca e características do produto fundido. Estas características estão governadas pelo conteúdo de umidade, temperatura e pressão.

Tabela 2-1. Características operacionais do extrusor de rosca simples

Variáveis operacionais	Cisalhamento baixo extrusor p/ molde	Cisalhamento médio extrusor cozinhador	Cisalhamento alto.(extrusor cozinhador)
Umidade de aliment.(%)	25 - 50	15 - 30	5 - 15
T° máx. do produto (°C)	50 - 80	125 - 175	150 - 200
Relação L/D	5 - 8	10 - 20	4 - 12
Relação D/H	3 - 4.5	5 - 10	7 - 10
Veloc. da rosca (rpm)	< 100	> 200	> 200
Taxa de deformação(s ⁻¹)	5 - 10	20 - 100	100 - 180
Entrada de energia mecânica W/m (kWh/kg)	0,03 - 0,04	0,02 - 0,04	0,10 - 0,14
Transf. de calor através do cilindro q (kWh/kg).	-0,01	0,0 - 0,03	-0,03 - 0,0
Injeção de vapor m _v .λ (kWh/kg)	0,0	0,0 - 0,04	0,0
Entrada de energia para o produto (kWh/kg)	0,02 - 0,03	0,02 - 0,11	0,07 - 0,14
Produtos típicos:	Macarrões, Pasta, "snacks", "pellets"	texturizados de soja expandidos, cereais instantâneos, amido pré- gelatinizado.	amido modificado, "snacks", cereais para desjejum, alimentos secos

Fonte : Adaptação de HARPER (1986) e HAUCK & HUBER (1989)

L = comprimento do cilindro; D= diâmetro do cilindro; H= profundidade do canal da rosca; m_v = velocidade de fluxo de vapor; λ= calor latente de vapor

A interdependência destes parâmetros limita a faixa de operação e a flexibilidade dos extrusores, a menos que se façam mudanças importantes na rosca, motor e /ou razão de comprimento do cilindro e diâmetro (L/D).

Uma classificação muito conveniente destas máquinas pode ser realizada, segundo a taxa de deformação. Na tabela 2-1 encontra-se algumas características de operação deste tipo de extrusores. Observa-se que a faixa de umidade decresce com o aumento do cisalhamento e a temperatura aumenta em relação à entrada líquida de energia.

Com baixas faixas de umidade, o gasto de energia mecânica aumenta. Isto ocorre devido à grande viscosidade do alimento e ao aumento do cisalhamento, causado pela alta velocidade e o caráter compressivo da rosca. Este ambiente de alto cisalhamento tende a provocar a transformação mecânica nas moléculas de amidos e proteínas presentes no produto, alterando suas propriedades funcionais e, também, um aumento na solubilidade, perda da capacidade de retenção de água, redução de viscosidade da pasta e maciez na textura do produto. (HARPER, 1986b; ARÊAS 1992). Na figura 2-8 observamos como os parâmetros do processo mudam ao longo de um extrusor para cozimento.

Limitações

O extrusor de rosca simples apresenta algumas limitações na indústria de processamento de alimentos, que são:

1. Os produtos a serem extrusados não podem ter umidade alta. A injeção excessiva de vapor no interior do extrusor dificulta a produção de altas temperaturas, porque a alta umidade provoca uma mistura pobre e limita a capacidade de transferência de calor.

2. Os produtos a serem extrusados não podem ter conteúdos de lipídios maiores que 7%, porque estes atuam como lubrificantes e são maus condutores de energia.
3. Não tem capacidade de transportar produtos pegajosos ou materiais gomosos.
4. Não tem capacidade de manter a qualidade do produto estável. Isto se manifesta por mudanças na densidade, no tamanho e na cor do produto final.

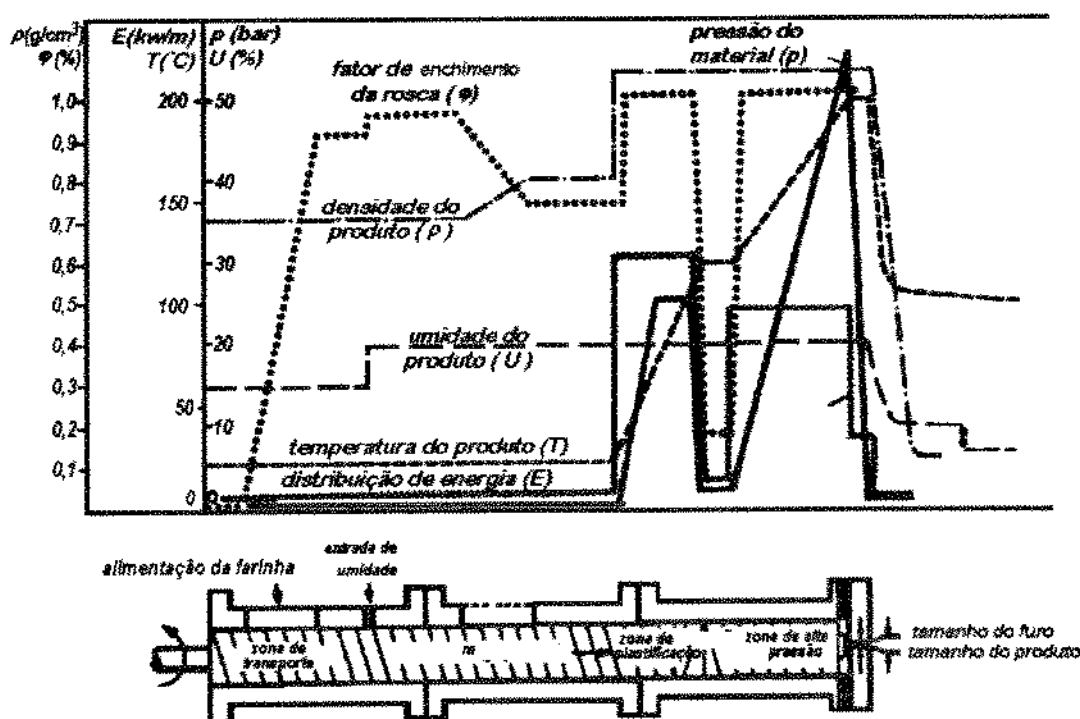


Figura 2-8. Parâmetros do processo de extrusão (FELLOWS, 1990).

2.3.2 Extrusores de rosca dupla

Estes extrusores têm duas roscas rotacionais dentro de um cilindro, oferecendo uma maior versatilidade e controle no processamento de cereais. Podem ser classificados de acordo com a direção rotacional e o tipo de entrelaçamento das roscas. Na figura 2-9 mostram-se as várias configurações que são fabricadas. Os extrusores co-rotacionais são os mais usados nas indústrias para processamento de alimentos, pela sua grande capacidade e devido às altas velocidades das roscas utilizadas.

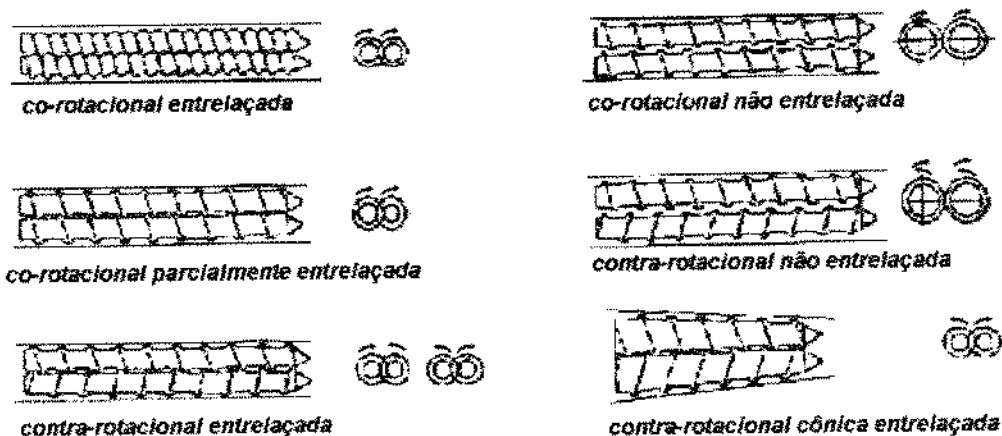


Figura 2-9. Tipos de rosca dupla para extrusores.

2.3.2.1. Tipos de extrusores de rosca dupla

a) Extrusores contra-rotacionais

Deste tipo de extrusores têm-se duas classes : os de rosca finamente entrelaçada e não entrelaçada, sendo a primeira a mais efetiva. Os extrusores contra-rotacionais operam com ambos os eixos girando com igual velocidade angular em rotação oposta (figura 2-10).

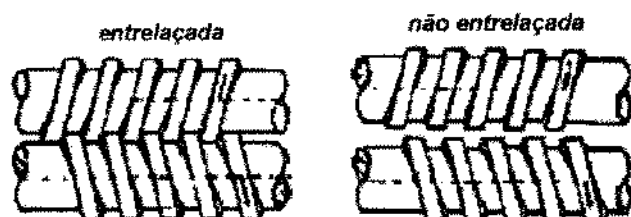


Figura 2-10. Tipos de roscas contra-rotacionais.

Os extrusores contra-rotacionais atuam como uma bomba simples de deslocamento positivo, empurrando o produto com baixo cisalhamento, em contraposição aos extrusores co-rotacionais de roscas entrelaçadas que provocam um alto cisalhamento no produto. Nos extrusores contra-rotacionais de roscas finamente entrelaçadas são formadas câmaras na forma de “C” (Figura 2-11), onde a troca de materiais entre os canais adjacentes das roscas é pequena. Para acrescentar algum aditivo, deve-se fazê-lo nas duas roscas. Assim, conclui-se que o produto se mistura só nas câmaras individuais, obtendo, como resultado, um tempo de residência curto, com uma mistura relativamente pobre dentro das câmaras (HARPER, 1986a; JANSSEN, 1986; GANZVELD & JANSSEN 1991).

A velocidade das roscas dos extrusores contra-rotacionais tem que ser baixa para reduzir o atrito entre os fios da rosca, podendo causar excessivo desgaste dos mesmos (HARPER, 1986a; LUSAS, 1995; JANSSEN 1986).

A vazão (Q_{th}) independe da pressão de operação e é proporcional ao número de câmaras (n_c), multiplicado pelo volume de uma câmara padrão (JANSSEN 1986; MILLER, 1990). Isto ocorre para extrusores com m fios de rosca :

$$Q_{th} = 2 \cdot n_c \cdot N \cdot V_c \quad (2-1)$$

Onde:

N = velocidade de rotação
 V_c = Volume da câmara

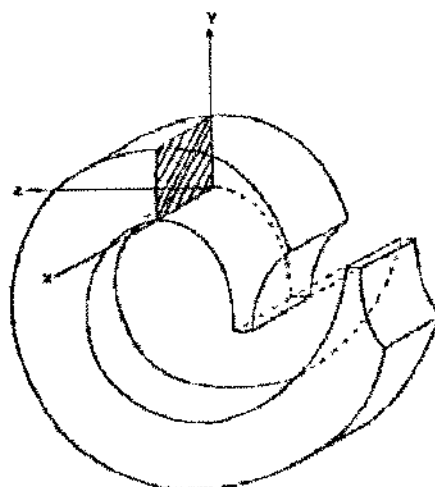


Figura 2-11. Câmara na forma de "C"
(JANSSEN, 1986)

Na prática, a vazão de saída é menor que o valor ideal, pois existem fugas dentro do extrusor. JANSSEN (1986) e MILLER (1990) mencionam que podem distinguir-se 4 classes de fugas (figura 2-12).

1. O fluxo Q_i através do espaço entre o fio da rosca e a parede interna do cilindro.
2. O fluxo Q_c entre o fundo de uma das roscas e o fio da outra rosca.
3. O fluxo Q_t através do espaço lateral (tetraedro) dos fios da rosca.
4. O fluxo Q_s através do espaço lateral dos fios da rosca perpendiculares ao eixo da rosca.

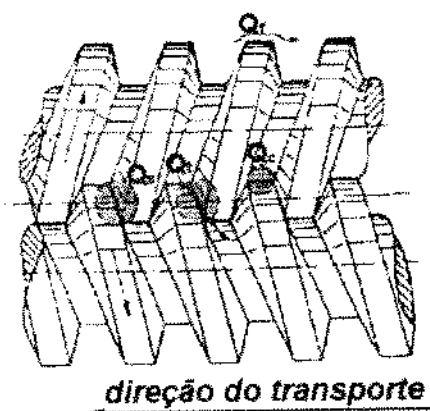


Figura 2-12. Seções de fuga de fluxo num extrusor contra-rotacional.
(JANSSEN, 1986)

Expressões relacionando a pressão com as fugas de vazão podem ser identificadas. Baseando-se em equações com uma combinação de análise e empirismo, pode-se obter a vazão total (Q_a). (JANSSEN, 1986).

$$Q_a = Q_{th} - Q_t - Q_f - Q_c - Q_s \quad (2-2)$$

O material que está sendo processado pode experimentar diversos níveis de cisalhamento. No equipamento existe uma região de baixo cisalhamento dentro das câmaras, entretanto alto cisalhamento é exercido sobre as partículas quando passam pelos espaços de fuga de material; isso ocorre devido à complicada geometria e, é virtualmente impossível calcular com exatidão os perfis de fluxo dentro das câmaras. Estima-se, aproximadamente, que o caminho helicoidal seguido pelas partículas na câmara, pode ser simplificado por um canal onde existem dois movimentos superpostos, no sentido tangencial ao movimento da rosca e outro no da circulação no canal, normal ao movimento principal. (figura 2-13).

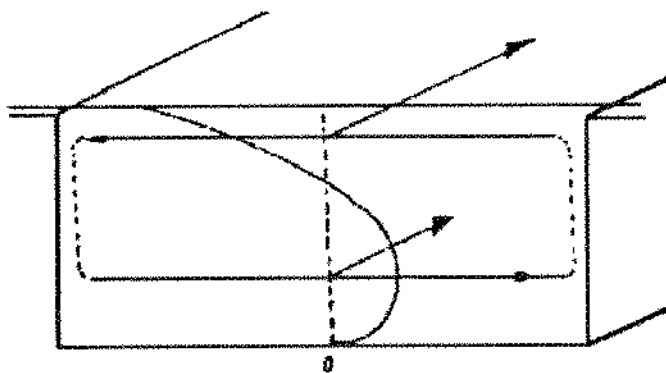


Figura 2-13. Trajetória teórica do fluxo no canal.

b) Extrusores co-rotacionais

Este tipo de extrusores são os mais usados pelas indústrias de alimentos (APV - Baker, Bülher, Cletral, Werner Pfleider), devido a sua grande capacidade (altas velocidades das roscas). Portanto serão descritos com maior detalhe.

Neste tipo de extrusor, as roscas giram à mesma velocidade e no mesmo sentido. Existem modelos de extrusores co-rotacionais com roscas finamente entrelaçadas, e não entrelaçadas, sendo a primeira a mais utilizada (figura 2-14).

Os extrusores co-rotacionais têm várias seções, as quais realizam diferentes funções no processo de extrusão. Estas seções podem ter canais com fundo oval ou quadrado e, todavia, serem classificadas como totalmente entrelaçadas e auto-limpantes. As roscas auto-limpantes previnem o acúmulo de ingredientes ao longo da rosca, o qual pode causar uma interrupção na ação do transporte.

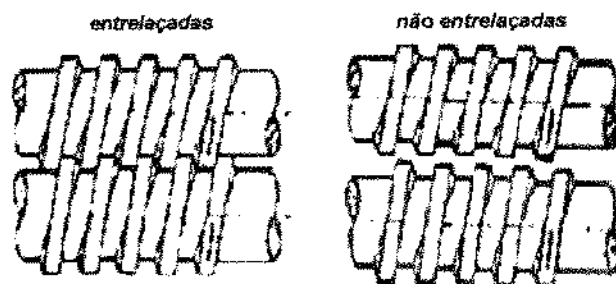


Figura 2-14. Tipos de extrusores co-rotacionais.

A distância entre os eixos paralelos é fixa, e, como consequência, a profundidade é constante ao longo do eixo. O material se movimenta formando uma figura "em forma de oito" e com um perfil de velocidade que ocasiona uma

boa mistura do material entre as roscas (figura 2-15) (FELLOWS, 1990; GANZEVELD & JANSSEN 1991, MILLER 1991).

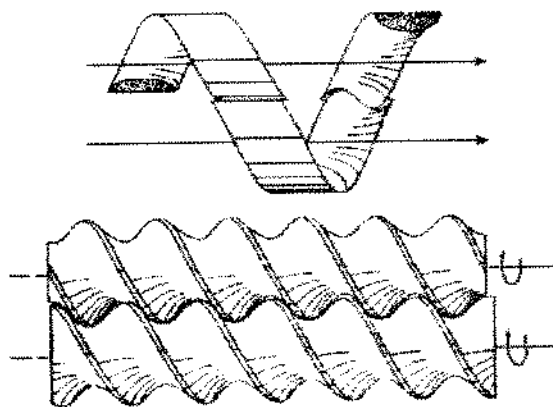


Figura 2-15. Descrição do deslocamento do fluxo no canal da rosca dupla co-rotacional.

A seção inicial dos extrusores co-rotacionais está projetada para transportar ingredientes granulares com um ângulo de passo numa faixa entre 15 e 30°C, oferecendo um transporte efetivo que é, aproximadamente, três vezes maior que dos extrusores de rosca simples na mesma faixa de ângulo de passo.

A capacidade de transporte deste tipo de extrusor permite manusear materiais pegajosos e outros de difícil transporte, já que a ação de transporte da rosca aumenta a mistura dos materiais nos canais, melhorando a transferência de calor, e nas seções onde o canal estiver cheio, gera calor por dissipação viscosa.

O desenvolvimento da pressão é baixo, sendo necessário na configuração da rosca algum tipo de restrição ao escoamento, de forma a manter o canal da rosca cheio. A tabela 2-2 mostra exemplos comuns de

mecanismos de restrição. Usualmente ocorre desgaste nas roscas de escoamento restrito, por isso elas devem ser substituídas freqüentemente para manter as características operacionais e eficiência do extrusor. (HARPER, 1986b).

Tabela 2-2. Mecanismos de restrição usados nos extrusores

Matriz - Restrição na descarga do extrusor causando elevação de pressão.

Rosca reversível - Restrição no avanço do transporte, causado por passos de roscas inversos, provocando acúmulo de produto.

Redução de passo de rosca - Redução de capacidade de transporte, causando a retroalimentação na seção anterior, que tem alta capacidade de transporte.

Fios de rosca cortadas ("cut flight") - Redução da capacidade de transporte causando retroalimentação.

Fonte : FELLOWS (1990)

A capacidade de mistura dos extrusores de rosca dupla faz com que estes sejam considerados bons trocadores de calor, para materiais alimentícios viscosos, já que na zona onde ocorre a transferência de calor é acrescentada a energia mecânica dissipada pela máquina. Além disso, eles são mais eficientes como aquecedores que como resfriadores. Em todos os casos se requer que a relação de L/D seja incrementada de 20:1 para cumprir seu propósito. A seguir descreve-se o comportamento da pressão e temperatura nos extrusores de rosca dupla co-rotacional.

b.1) Pressão

O perfil da pressão ao longo do extrusor de rosca dupla co-rotacional pode ser muito variado e tem seções de baixa pressão provocadas por aberturas que permitem a incorporação de ingredientes (figura 2-16).

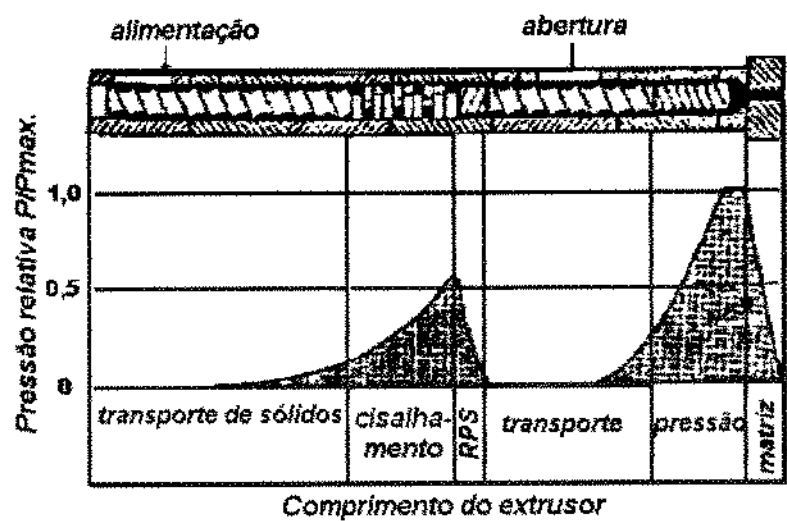


Figura 2-16. Perfis de pressão num extrusor de rosca dupla co-rotacional RPS -> Reverse pitch screw (HARPER, 1986b)

Existem muitas configurações das roscas e cada uma delas apresenta características muito especiais. Na figura 2-17 são mostradas algumas configurações que têm influência na formação das microestruturas do produto (KIRBY et alii 1989).

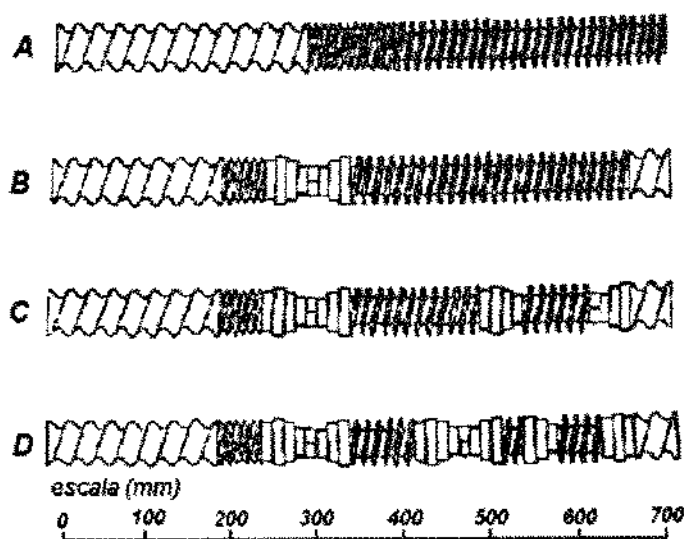


Figura 2-17. Algumas configurações típicas das roscas

Estas configurações provocam um incremento desejável de pressão no cilindro, sendo a pressão aumentada, desde a pressão atmosférica na entrada até a máxima necessária para que o material possa atravessar a matriz. Características prejudiciais são observadas no produto final, se as configurações da rosca produzem forças excessivas e altas tensões de cisalhamento na seções distantes da matriz. Devida a que as tensões de cisalhamento excessivas podem resultar de elementos reversíveis da rosca, a pressão será sempre alta no lado anterior aos elementos da rosca reversível. Além disso, a pressão excessiva pode causar altas demandas de potência na operação do extrusor e alterar as características de expansão do produto final.

A pressão no interior do círculo de cada rosca do extrusor co-rotacional não é uniforme; esta se incrementa em movimento circular ao redor da parte inferior do cilindro individual até uma pressão máxima alcançada na interseção da rotação das roscas (figura 2-18).

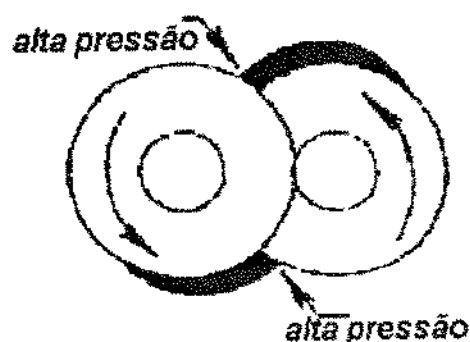


Figura 2-18. Pressão num extrusor de rosca dupla co-rotacional.

A pressão na matriz do extrusor depende do desenho e das condições de processamento. Foi observado que a pressão de descarga final numa rosca cônica está na faixa de 2 bar até 200 bar. Em alguns processos, o incremento

da pressão, através dos elementos cônicos, pode ser pequeno. Foram observadas variações de pressão na faixa de 2,0 bar na entrada e 13,5 bar na descarga, no entanto, nas roscas com saída convencional, pode-se atingir pressões na matriz de 120-200 bar, requeridas por alguns processos (HAUCK & HUBER, 1989).

b.2) Temperatura

KIRBY et alii (1989), utilizando um extrusor Baker Perkins MPF500, operando a uma alimentação constante e controlada de 25 kg/h, com velocidade de 200 rpm, com conteúdo de umidade variável de 18, 20, 22, 24% e temperaturas do cilindro controladas a 90, 110, 130, e 150°C, verificaram os seguintes valores de temperatura ao final de cada zona.(ver tabela 2-3)

Tabela 2-3 . Temperatura no final das seções do extrusor

Zonas do extrusor	Seções aquecidas	90°C	110°C	130°C	150°C
TMS	2	27	27	27	27
TMS	3	48	55	61	68
TMS	4	69	83	96	109
TMF	5	90	110	130	150
ER	6	90	110	130	150

Fonte : adaptação de KIRBY et alii (1989)

TMS = Transporte de materiais sólidos

TMF = Transporte de material fundido

ER = Elementos reversíveis

De acordo com estes dados nota-se, que ao final das seções 5 e 6 do extrusor, atingem-se as condições isotérmicas, teoria sustentada também por TAYEB et alii (1988).

2.3.3 Extrusor Co-rotacional versus Contra-rotacional

Apesar do mecanismo de transporte nos extrusores co-rotacionais e contra-rotacionais serem similares, existem algumas diferenças em relação ao escoamento e mistura.

As roscas contra-rotacionais tendem a aumentar a pressão no lado de convergência das roscas, enquanto que sobre os lados divergentes existe uma região de baixa pressão; no entanto, as roscas co-rotacionais incrementam a pressão na região da interseção (figura 2-19).

Pode-se concluir que nas roscas co-rotacionais a pressão tangencial estabelecida aumenta a maioria das fugas através do espaço tetraédrico de uma rosca para outra, (ver figura 2-12). Além disso, o espaço vazio entre a carcaça e a superfície interna da rosca favorece a fuga do material nas máquinas contra-rotacionais, enquanto que nos extrusores co-rotacionais a fuga do material pode ser, principalmente, através do espaço tetraédrico.

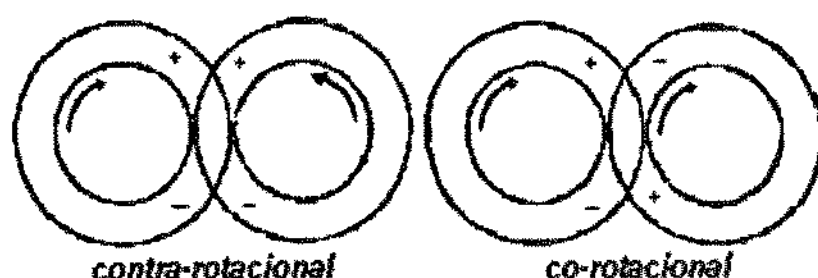


Figura 2-19. Distribuição de pressão nos extrusores de rosca dupla.

2.4 Vantagem dos extrusores de rosca dupla em relação aos de rosca simples

1. Nos extrusores de rosca dupla, o grau de enchimento independe da velocidade de alimentação e a capacidade de produção pode ser variada por mudança na velocidade das roscas, ao contrário dos extrusores de rosca simples, que devem estar cheios de material para operar efetivamente. No extrusor de rosca dupla, o passo da rosca pode ser mudado sem limites. Existem, entretanto, limites práticos no número de fios de rosca numa carcaça. Além disso, há um diâmetro constante e fixo no eixo da rosca. O deslocamento positivo também produz altas velocidades de transferência de calor podendo-se realizar um melhor controle da transferência de calor que no extrusor de rosca simples (ver tabela 2-4).

Tabela 2-4. Mecanismos de transporte de energia para extrusores cozinhadores típicos (CHANG & HALEK 1991)

seções funcionais	grau de enchimento	mecanismo de fornecimento de Energia
Extrusores de rosca simples - alimentação - zona de alimentação - Gelatinização/plastificação - cisalhamento ^a - matriz	completo completo completo completo completo	atrito + controle de Temp. cilindro atrito + calor do cilindro atrito + viscoso + calor do cilindro calor viscoso + cilindro frio calor viscoso + controle de Temp.
Extrusores de rosca dupla - Alimentação - zona de alimentação - gelatinização/plastificação - cisalhamento ^b - cisalhamento ^c - fluxo na matriz	parcial parcial parcial-completo parcial completo completo	atrito + controle de Temp. cilindro atrito + calor do cilindro atrito + viscoso + calor Cilindro Qviscoso + Cilindro calor/frio Qviscoso + Cilindro frio Qviscoso + controle Temperatura

^a O conhecimento da seção de cisalhamento é crítico para entender o desempenho do extrusor de rosca simples.

^b Quando na seção de transição de gelatinização/plastificação prolonga-se para o enchimento completo devido as mudanzas das condições de extrusão, então não tem enchimento parcial.

^c O conhecimento da seção de cisalhamento é crítico para entender o desempenho do extrusor de dupla rosca.

2. O extrusor de rosca dupla é utilizado para manusear produtos oleosos, gomosos, úmidos ou para os produtos que não possam ser trabalhados num extrusor de rosca simples. Os valores limites para rosca simples e dupla são respectivamente : gordura 4% e 20%; açúcar 10% e 40%, umidade 30% e 65%. Além de apresentar limitações menores, os extrusores de rosca dupla, possuem uma grande flexibilidade na operação. MOSCICKI & RZEDZICKI (1990) determinaram um conteúdo de umidade ótima na faixa de 17 - 22%; pois conteúdos maiores que 22% podem ocasionar deslizamento do produto.

3. Em função da distância fixa entre os centros das roscas, não é possível usar roscas de diâmetro variável. Para aumentar a alimentação e criar compressão, outros mecanismos podem ser empregados, possibilitando o uso deste equipamento para transporte, compressão, cisalhamento e cocção. Por exemplo, na produção de gomas ou "chicletes", o produto é alimentado e comprimido pelo deslocamento positivo. A pressão pode ser diminuída para expulsar a umidade excessiva ou para agregar ingredientes, e elevada na seção dos elementos reversíveis da rosca.

No extrusor de rosca dupla pode-se usar mistura de pós muito finos até grãos, entretanto no extrusor de rosca simples a faixa de tamanhos de partículas é mais limitado.

Na tabela 2-5 encontram-se outras diferenças entre extrusores de rosca simples e de rosca dupla.

Tabela 2-5 Diferenças entre extrusores de rosca simples e rosca dupla

Características	Rosca simples	Rosca dupla
Fonte principal de energia	Dissipação viscosa	Transf. de calor ao cilindro
Mecanismo de transporte	Atrito entre metal e material	Deslocamento positivo
Capacidade de transporte	Dependente do conteúdo de umidade, gordura e pressão	Independente do conteúdo de umidade, gordura e pressão
Consumo de energia p/kg	900 - 1500 kJ/kg	400 - 600 kJ/kg
Transferência de calor gradiente de temperatura	pobre grandes diferenças	boa pequenas diferenças
Energia mec. de dissipação desmontagem Rigidez	grandes forças de cisalhamento simples alta	pequenas forças de cisalhamento difícil suporte vulnerável
Rosca: ângulo de alimentação auto-limpante capacidade de mistura	10° não pobre	30° sim boa
Operações: umidade (%) granulometria do produto flexibilidade	10 - 30 faixa reduzida de diâmetro reduzida	8 - 95 faixa ampla de diâmetro boa
custos de capital	baixo	alto

Fonte: Adaptações de VAN ZUILICHEM et alii. (1984b) e HARPER (1986a).

Outras considerações referentes às diferenças entre os tipos de extrusores se discutem a seguir :

a) Processos estabilizados

O processo estável e uniforme gerado pelo extrusor de rosca dupla não é, particularmente, importante quando se produzem formas pequenas como produto final, porém é extremamente importante quando se produzem formas

complexas no produto final, as quais precisam de características desejáveis como: cor mais uniforme, densidade mais consistente, o que favorece um empacotamento mais uniforme. (RICHBURG & WHITTAKER, 1990).

b) Conversão de Energia

Nos extrusores de rosca simples, quando o nível de lipídios na formulação excede 7%, incrementa-se a dificuldade para transportar energia mecânica para fornecer o calor necessário para a cocção, porque os lipídios atuam como lubrificantes e não são bom condutores de calor.

O mecanismo do extrusor de rosca dupla permite um conteúdo de lipídios na formulação que pode ser incrementado a níveis de, até, 25%, mantendo alto grau de conversão de energia mecânica. Isto é possível pelas configurações específicas da rosca que não são factíveis nos extrusores de rosca simples. O uso de extrusores de rosca dupla pode resultar numa melhor ligação dos lipídios e menor lixiviação destes no produto durante sua manipulação e armazenamento.

c) Velocidade da rosca

O extrusor de rosca dupla é mais sensível a mudanças de velocidade que o extrusor de rosca simples. Através da variação da velocidade da rosca num extrusor de rosca dupla é possível manter, com mais exatidão, a qualidade do produto e ainda aumentar a vida útil dos componentes do cilindro. Certas variações nas características de matéria-prima podem ser compensadas por mudanças de velocidade da rosca.

d) Umidade

A umidade é um catalisador crítico num processo de cocção por extrusão de rosca simples ou rosca dupla. Umidade injetada na forma de vapor tanto no pré-acondicionador, como no cilindro fornece uma energia adicional para o cozimento. Isto incrementa a capacidade e reduz o requerimento de energia dos motores.

A umidade é necessária para gelatinizar amidos e desnaturar proteínas. A medida em que a se aumentada umidade, a energia mecânica requerida para o processamento decresce. A umidade, seja na forma de vapor ou água adicionada no pré-acondicionador, é um recurso para amolecer partículas ou grãos de cereais.

Comprova-se não ser econômico processamento de produtos alimentícios em extrusores com umidade abaixo de 20% assim como nutricionalmente deficientes. A extrusão a baixas umidades resulta na produção de certas dextrinas indesejáveis como resultado do incremento da tensão de cisalhamento. Além disso, a perda de vitaminas e redução da disponibilidade de aminoácidos são enormemente acelerados, na medida em que a umidade na extrusão decresce.

e) Custos

Os custos de operação num extrusor aumentam exponencialmente a medida que a umidade de processamento decresce abaixo de 27%. Os fatores que mais contribuem para o incremento de custos de operação são: custo de energia elétrica, custo de manutenção e substituição dos componentes gastos (ver figura 2-20).

O custo total de operações de um extrusor para cozimento, tanto de rosca simples como rosca dupla, aumentam ao redor de 2.7 vezes, à medida em que a umidade do processo decresce de 27 a 15%. Em relação aos custos de energia elétrica estes aumentam em 4.7 vezes. O custo de substituição dos componentes gastos aumenta 4.8 vezes em função da redução da umidade.

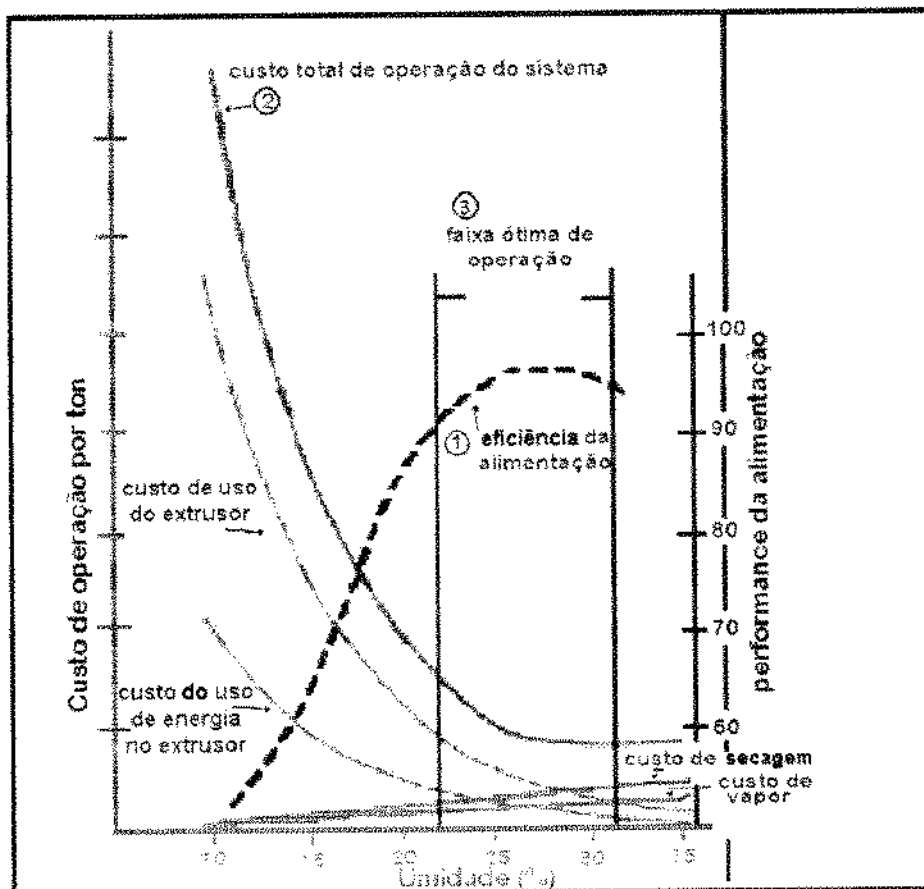


Figura 2-20. Custos operacionais do extrusor em relação aos parâmetros de processo (HAUCK & HUBER, 1989)

CAPÍTULO III

REOLOGIA

Reologia é a ciência que estuda o comportamento do escoamento e a deformação da matéria como resposta à aplicação de uma tensão. Existem dois grandes grupos de fluidos, newtonianos e não newtonianos; estes últimos podem ser divididos em dois grupos principais, os dependentes e os independentes do tempo (figura 3-1).

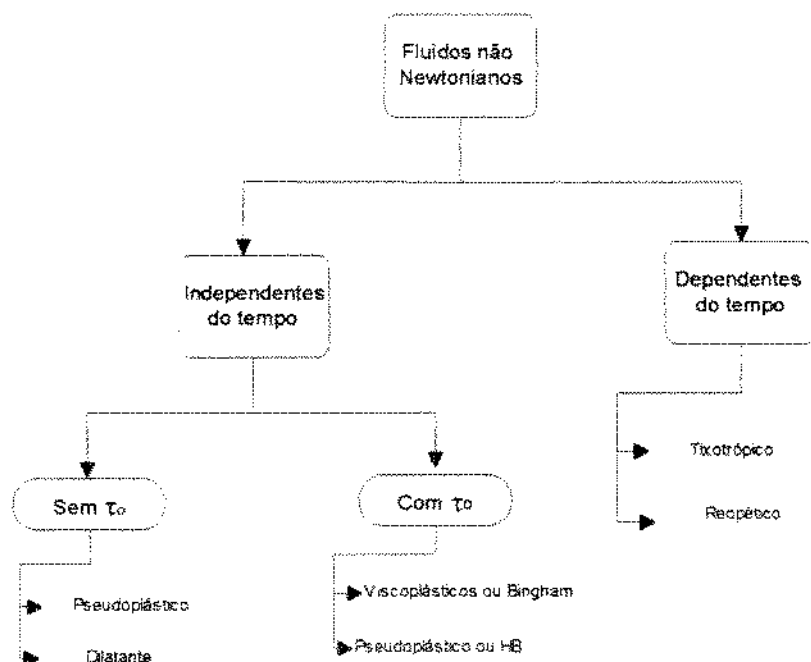


Figura 3-1. Tipos de comportamento de fluidos não-newtonianos

O comportamento independente do tempo, encontra-se sempre que a viscosidade aparente é independente de um processo de deformação prévia. E ao contrário, um fluido dependente do tempo é aquele cuja viscosidade aparente depende do processo prévio de deformação.

A maioria dos alimentos fluidos tem um comportamento não-newtoniano, mostrando uma relação não-linear entre a taxa de deformação e a tensão de cisalhamento (figura 3-2)

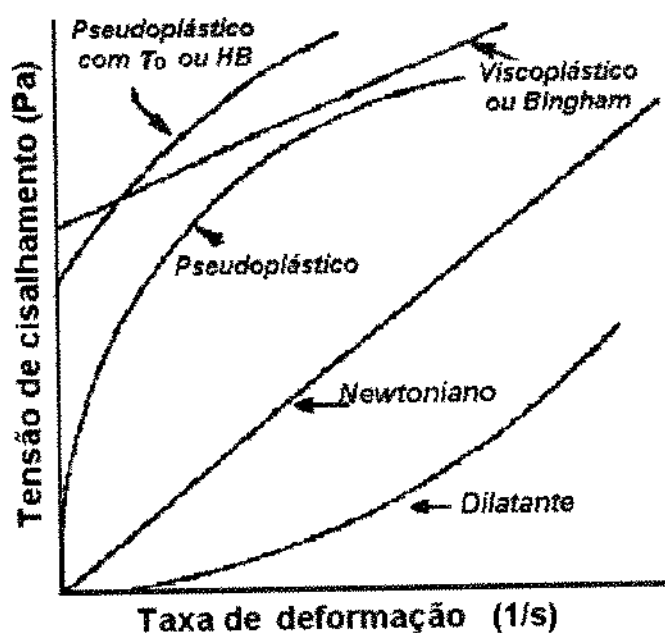


Figura 3-2. Comportamento típico para fluidos independentes do tempo.

Exemplos de fluidos não-newtonianos são as soluções concentradas de macromoléculas (amidos, proteínas e gomas), e matérias coloidais, tais como: emulsões, pastas e suspensões.

A viscosidade e a força cisalhante dependem de uma série de fatores, tais como:

- Natureza das fases em emulsões; contínua e dispersa
- Interação partícula-partícula e partícula-solvente
- Concentração de partículas, forma, tamanho e composição química

A razão entre a tensão de cisalhamento (τ) e a taxa de deformação ($\dot{\gamma}$) é definida como viscosidade aparente (η_{app}) que pode ser usada para determinar o comportamento dos fluidos não-Newtonianos, tal como é mostrada na figura 3-3.

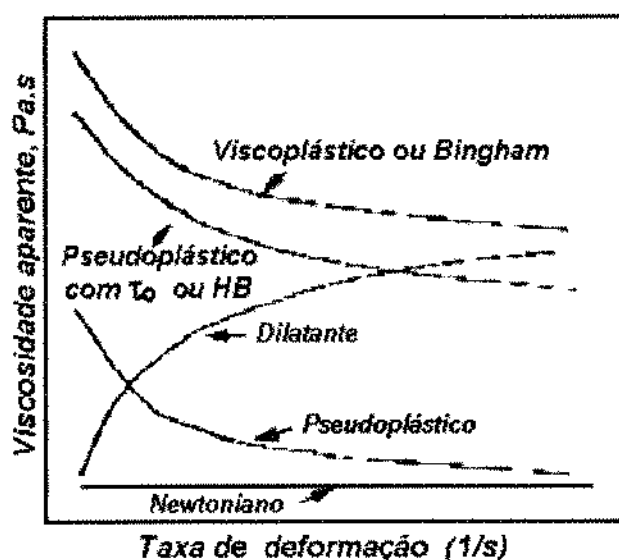


Figura 3-3. Viscosidade aparente de fluidos independentes do tempo.
(STEFFE, 1992)

Materiais como soluções de polímeros, pastas e massas são tipicamente descritas como fluidos não-newtonianos. Segundo vários autores (DOLAN & STEFFE 1989; MORGAN et alii. 1989; BHATTACHARYA & PADMANABHAN, 1992), o produto extrusado tem comportamento pseudoplástico independente do tempo.

Durante a extrusão, devido a rotação das roscas dentro do cilindro estático, o polímero sofre deformações de cisalhamento, e na seção anterior à matriz, deformações de alongamento, devido à convergência geométrica destes elementos.

Em cada tipo de deformação, a viscosidade aparente será diferente, podendo, ainda, aparecer efeitos elásticos que também influenciam, o processo (BRETAS 1992). A partir disso surge a necessidade de um modelo reológico que descreva, adequadamente, os efeitos do processo de extrusão sobre a viscosidade aparente da pasta protéica. Esta informação é essencial para um modelamento adequado e controle do processo.

TAYEB et alii (1988) desenvolveram um modelo matemático para o processo de extrusão, considerando o comportamento do escoamento como "fluido Newtoniano" e isotérmico, tornando assim, a viscosidade constante na zona de material fundido e nos elementos de rosca reversíveis.

Muitos modelos foram desenvolvidos usando técnicas estatísticas de regressão não-linear (JAO et alii, 1978; BHATTACHARYA & PRAKASH, 1994). O uso destes modelos está limitado às faixas de taxa de deformação utilizadas. Poucos pesquisadores têm obtido modelos reológicos analisando os efeitos da taxa de deformação, conteúdo de umidade e comportamento térmico sobre a viscosidade de pastas protéicas durante a extrusão (HARPER et alii, 1978; CERVONE & HARPER, 1978; REMSEM E CLARK, 1978; MORGAM, 1979; JANSSEN, 1986; MORGAM et alii, 1989).

No modelo que descreve o perfil térmico do material num processo de extrusão não-isotérmico, desenvolvido por YACU (1985), propõe-se uma reologia não-newtoniana do material fundido, e a viscosidade aparente é calculada levando-se em conta os efeitos da umidade e do conteúdo de gordura. MORGAN et alii (1989), desenvolveram um modelo para determinar viscosidade aparente de farinha de soja usando equações análogas de reologia de polímeros e cinética de desnaturação de polímeros, para analisar as mudanças na viscosidade. Existem vários problemas quando se pretende fazer analogias entre polímeros plásticos e reações protéicas. Os polímeros

estão sujeitos a reações de fundição e polimerização irreversíveis durante a extrusão termoplástica, enquanto as proteínas estão sujeitas a cinéticas complexas de desnaturação, onde podem ocorrer reações de alta ordem, simultâneas ou em cascata.

3.1 Efeito da taxa de deformação $\left(\dot{\gamma}\right)$

MOHAMED et alii (1990) mencionam que a taxa de deformação é crítica na avaliação da dissipação viscosa, a qual constitui uma fonte importante de energia térmica nos extrusores de cozimento. Geralmente a aproximação usada para calcular a taxa de deformação em extrusores de rosca dupla é similar ao usado em extrusores de rosca simples.

Deformação implica na mudança de forma, no caso de polímeros fundidos, a relação entre tensão de cisalhamento (τ) e a taxa de deformação ($\dot{\gamma}$) pode ser expressa da seguinte maneira que é denominada lei da potência ou modelo de Ostwald :

$$\tau = k. \left(\dot{\gamma}\right)^n \quad (3-1)$$

Os valores de **k** e **n** são constantes para um fluido em particular em uma determinada temperatura. O valor de **k** reflete a medida da consistência do fluido, sendo que um valor alto representa um material muito consistente, e **n** é o índice de comportamento do fluido.

O expoente **n** é uma medida do grau de comportamento não-newtoniano, quanto mais longe da unidade tanto maior será o desvio do comportamento Newtoniano. É muito importante lembrar, ainda, que **n** é quase

constante em muitos casos, numa ampla faixa da taxa de deformação. No entanto, não é uma constante exata para fluidos reais (verdadeiros), para toda a faixa de deformação. Portanto, esta equação reológica descreve o fluido numa faixa particular de velocidades, na qual n pode ser considerado como constante (CHEREMISINOFF, 1987; LEWIS, 1993).

Por definição, a viscosidade aparente (η_{app}) de um fluido não-newtoniano pode ser expressa como:

$$\eta_{app} = \frac{\tau}{\dot{\gamma}} \quad (3-4)$$

Para um fluido lei da potência, substituindo a equação 3-1 na equação 3-4, resulta:

$$\eta_{app} = k \left(\dot{\gamma} \right)^{n-1} \quad (3-5)$$

Para fluidos Pseudoplásticos $n < 1$, a viscosidade aparente decresce à medida em que a taxa de deformação aumenta (figura 3-4).

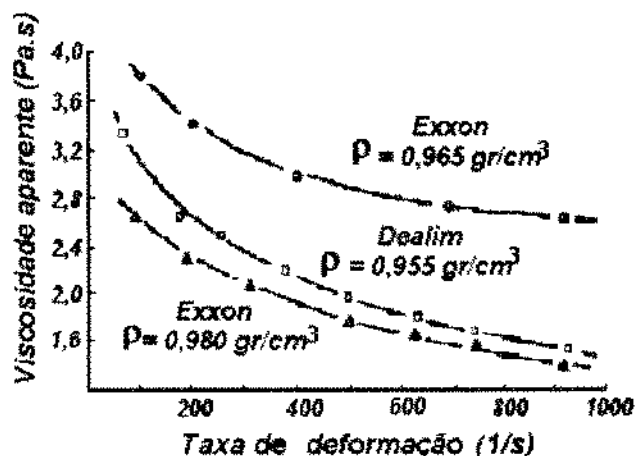


Figura 3-4. Influência da taxa de deformação sob a viscosidade aparente de 3 polietilenos de alta densidade (NESS & LIANG, 1993)

CHEREMISIONOFF (1987) menciona que este comportamento é característico para suspensões de partículas assimétricas ou soluções de polímeros de alto peso molecular, como os derivados de celulose. Isto sugere que a interpretação física deste fenômeno, quando o fluido está em repouso, encontra-se em um estado indeterminado de desordem, a partir do qual, com o incremento das velocidades das partículas ou moléculas, estas são progressivamente alinhadas simetricamente na direção do escoamento ou da tensão.

ARÊAS (1992) menciona que a pasta de farinha de soja desengordurada é desagregada completamente através da mistura mecânica provocando a dissociação e desdobramento de proteínas. Estas proteínas desnaturadas são alinhadas na direção do escoamento.

Já que o comportamento dos fluidos pseudoplásticos é independente do tempo, isto implica que o alinhamento de moléculas ocorre imediatamente com o incremento da velocidade de cisalhamento.

Existem outras equações que podem ser usadas para descrever o comportamento não-newtoniano:

$$\text{Prandtl} \quad \tau = A \cdot \text{sen}^{-1} \left(\frac{\dot{\gamma}}{C} \right) \quad (3-6)$$

$$\text{Eyring} \quad \tau = \frac{\dot{\gamma}}{B} + C \cdot \text{sen} \left(\frac{\tau}{A} \right) \quad (3-7)$$

$$\text{Powell - Eyring} \quad \tau = A \cdot \dot{\gamma} + B \cdot \text{senh}^{-1} \left(C \cdot \dot{\gamma} \right) \quad (3-8)$$

Williamsom

$$\tau = \frac{A \cdot \dot{\gamma}}{(B + \dot{\gamma})} + \eta_{\infty} \cdot \dot{\gamma} \quad (3-9)$$

Onde os coeficientes A, B, e C são constantes específicas para cada fluido em particular. Estas equações são consideravelmente mais difíceis de aplicar do que uma simples expressão da lei da potência.

Alguns pesquisadores modelaram, a partir de dados experimentais do processo de extrusão, a viscosidade aparente do milho, aveia e algumas pastas protéicas para baixas taxas de deformação (HARMAN & HARPER, 1974; CERVONE & HARPER, 1978; RENSEM & CLARK 1978), e encontram valores de n entre 0.25 a 0.51.

MORGAN et alii (1989) mencionam que o uso freqüente da lei da potência apresenta sérios inconvenientes na predição do comportamento de pastas protéicas:

1. Prediz um ilimitado decréscimo da viscosidade aparente com o incremento da taxa de deformação.
2. Para um valor dado de n , constante e menor que um, prediz valores infinitos de viscosidade aparente a taxa de deformação zero.

Entretanto estes inconvenientes são aparentes, já que a equação não deve ser extrapolada fora da faixa de $\dot{\gamma}$ experimental.

MORGAN (1979) propõe uma relação simples conhecida como "equação de Casson" para modelar a viscosidade aparente de pasta protéica:

$$\sqrt{\tau} = \sqrt{\tau_o} + \sqrt{\eta_{\infty} \dot{\gamma}} \quad (3-10)$$

Substituindo a equação 3-10 na equação 3-4, resulta:

$$\eta_{app}(\dot{\gamma}) = \left[\sqrt{\frac{\tau_o}{\dot{\gamma}}} + \sqrt{\eta_{\infty}} \right]^2 \quad (3-11)$$

onde:

τ_o = Tensão inicial do modelo Casson;
 η_{∞} = Viscosidade limite de Casson;
 η_{app} = Viscosidade aparente. (Pa.s).

MORGAN et alii (1989) mencionam que o modelo da lei da potência geralmente reproduz os dados observados com mais exatidão que o modelo de Casson, para uma faixa limitada de velocidade. Em alguns casos, o modelo de Casson ajusta os dados com um grau aceitável de precisão.

HEINZ (citado por MORGAN et alii 1989) propõe o modelo, chamado Heinz-Casson, originalmente para o chocolate. Este modelo oferece maior grau de confiabilidade nas predições em altas e baixas taxas de deformação.

$$\eta_{app}(\dot{\gamma}) = \left[\left(\frac{\tau_o}{\dot{\gamma}} \right)^n + \eta_{\infty}^n \right]^{\frac{1}{n}} \quad (3-12)$$

3.2 Efeito da temperatura: (T)

A viscosidade aparente varia com a taxa de deformação e com o incremento da temperatura. O aumento de temperatura aumenta o volume livre entre as moléculas; este efeito provoca um incremento na vibração molecular e possibilita contatos intermoleculares, sendo que o atrito entre elas sofre uma queda e, como consequência, a viscosidade diminui (figura 3-5).

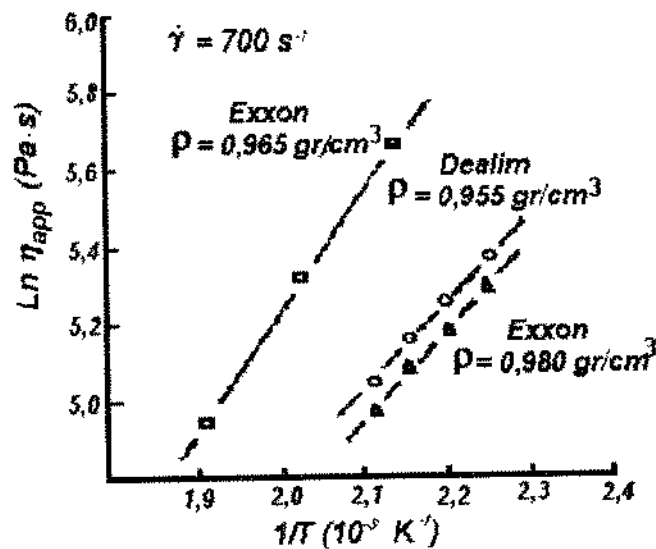


Figura 3-5. Influência da temperatura sobre a viscosidade aparente de 3 polietilenos de alta densidade (NESS & LIANG, 1993)

REMSEM & CLARK (1978) mencionam que os efeitos da temperatura sobre a viscosidade de um fluido Newtoniano (μ) pode ser representado por uma expressão do tipo Arrhenius.

$$\mu = \mu_1 \cdot e^{\left(\frac{\Delta E_v}{R(T-273,15)} \right)} \quad (3-13)$$

onde :

- ΔE_v = Energia de ativação.(kJ/mol);
- μ_1 = Viscosidade newtoniana a temperatura infinita (Pa.s)
- R = Constante universal dos gases.(8,3143 J/mol K)
- T = Temperatura ($^{\circ}\text{C}$).

BIRD et alii (1960) mencionam que as energias de ativação para dados experimentais da viscosidade frente a temperatura são quase constantes. Para fluidos pseudoplásticos, METZNER (citado por MORGAN 1979) tem argumentado que a mesma equação pode ser usada, com sucesso, para descrever a dependência com a temperatura do coeficiente de consistência, sempre que o índice de comportamento do fluido seja considerado relativamente independente da temperatura. Incluindo na equação os efeitos da temperatura na lei da potência, resulta:

$$\eta_{app}(\dot{\gamma}, T) = k_o \cdot e^{\left(\frac{\Delta E_v}{R(T-273.15)}\right)} \left(\dot{\gamma}\right)^{n-1} \quad (3-14)$$

Onde:

k_o = Índice de consistência característica do fluido.

Muitos outros pesquisadores(XUEWUE et alii, 1995; HARPER, 1986a; MOHAMED et alii 1990; IBARZ et alii, 1996) têm usado a equação 3-14 para descrever a influência da temperatura no comportamento reológico de pastas alimentícias.

DOLAN & STEFFE (1989) e MORGAN et alii (1989) assumem que os coeficientes (τ_o e μ_o) do modelo de Heinz-Casson (equação 3-12) estão relacionados por uma expressão similar à equação 3-13 e que n é independente da temperatura; logo, a equação 3-12 pode ser escrita, considerando os efeitos de temperatura e taxa de deformação.

$$\eta_{app}(\dot{\gamma}, T) = e^{\frac{\Delta E_v}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_r}\right)} \left[\left(\frac{\tau_r}{\dot{\gamma}}\right)^n + \eta_r^n \right]^{\frac{1}{n}} \quad (3-15)$$

onde:

$\tau_r = \tau_o$ e $\eta_r = \eta_o$ a alguma temperatura de referência.

T = temperatura expressa em K

3.3 Efeitos do conteúdo umidade: (U)

HARPER et alii (1978) sugerem que existe uma relação exponencial entre o conteúdo de umidade e a viscosidade do polímero fundido. A partir deste trabalho, é apresentada uma equação que estima os efeitos da umidade na viscosidade aparente de pastas proteicas.

$$\eta_{app}(U) = \eta_{(U)} \cdot e^{b \cdot (U)} \quad (3-16)$$

Onde :

- b = Coeficiente adimensional de umidade (negativo);
- U = conteúdo de umidade (adimensional);
- $\eta_{(U)}$ = Coeficiente da viscosidade com influência da umidade.

Outros pesquisadores (REMSEN & CLARK, 1978; CERVONE & HARPER, 1978; DOUBLIER, 1981; RAO, 1989; XUEWU et alii 1995; IBARZ et alii, 1996) também utilizam uma relação exponencial entre a viscosidade aparente de biopolímeros com o conteúdo de umidade.

DOLAN & STEFFE (1989), apresentam dados, mostrando os efeitos do conteúdo de umidade na viscosidade de amido de trigo e amido de milho dispersos. Os dados sugerem uma queda exponencial da viscosidade com o incremento de conteúdo de umidade. Isto pode ser explicado por um efeito lubrificante da água entre grãos de amido.

À equação 3-16 pode-se combinar à equação 3-14 ou 3-15, mostrando os efeitos da taxa de cisalhamento, temperatura e conteúdo de umidade sobre a viscosidade aparente nos modelos de Heinz-Casson e lei da potência:

$$\eta_{app}(\dot{\gamma}, T, U) = e^{\left[\frac{\Delta E_v}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_r} \right) - b(U, U_r) \right]} \left[\left(\frac{\tau_r}{\dot{\gamma}} \right)^n + \eta_r^n \right]^{\frac{1}{n}} \quad (3-17)$$

$$\eta_{app}(\dot{\gamma}, T, U) = k_o \cdot e^{\left(\frac{\Delta E_v}{RT} - b(U)\right)} \left(\frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_o}\right)^{n-1} \quad (3-18)$$

Muitos pesquisadores usaram a equação 3-18 para estimar a viscosidade aparente do material com bom grau de ajuste.

YACU (1985) determinou o comportamento reológico do amido de trigo, usando um viscosímetro capilar instalado na saída de um extrusor de rosca dupla. A equação usada para correlacionar os dados experimentais foi a da lei da potência (equação 3-19), em função do conteúdo de umidade (U), de gordura (g) e temperatura(T).

$$\eta_{app} = \eta_o \dot{\gamma}^n \cdot e^{-a_1(U-U_o)} \cdot e^{-a_2g} \cdot e^{-b_1T} \quad (3-19)$$

onde:

a_1 , a_2 , b_1 são coeficientes de conteúdo de umidade, gordura e temperatura respectivamente.

MORGAN (1979) apresenta um modelo reológico baseado no modelo de Casson, usado por BOUVIER et alii (1987). Este modelo é mais simples e apresenta faixas amplas de temperatura (24-190°C), conteúdo de umidade de 0,3 – 0,4 e taxa de deformação de (1 – 1000 s⁻¹). O valor da viscosidade aparente é dado por:

$$\eta_{app} = a \left[\exp\left(\frac{\Delta E_v}{RT} + bU\right) \right] \left[\left(\frac{\tau_o}{\dot{\gamma}} \right)^{1/2} + (\eta_o)^{1/2} \right]^2 \left\{ 1 + \beta(1-U) \left[1 - \exp(-k_e \Psi_{t,T}) \right] \right\} \quad (3-20)$$

Onde, $\Psi_{t,T}$ é a função integral do comportamento da pasta em função do tempo e temperatura :

$$\Psi_{t,T} = \int_0^t \exp\left(\frac{-\Delta E_d}{RT_t}\right) dt \quad (3-21)$$

Os parâmetros do modelo foram definidos usando viscosímetro capilar.

BOUVIER et alii (1987), analisando o termo $[1-\exp(-k_{\infty}\Psi_{t,T})]$ da equação 3-20, menciona que a velocidade de rosca muito alta ou pequenos tempos de residência, fazem este termo tender a zero, e a velocidades de rosca muito baixas ou tempos de residência muito longos este termo tende à unidade.

De fato, os autores usaram um pseudo modelo cinético de primeira ordem para representar os efeitos da desnaturação da proteína no comportamento tempo-temperatura, além da formação de uma rede e enlaces cruzados.

Considerando que o tempo de residência num extrusor em algumas das velocidades da rosca estudadas são similares aos usados por MORGAM et alii (1979) e, considerando que o tempo de residência relativamente grande, o termo $[1-\exp(-k_{\infty}\Psi_{t,T})]$ poderá assumir o valor da unidade.

BOUVIER et alii (1987) determinaram os parâmetros reológicos para farinha de soja desengordurada; a composição percentual da farinha são muito similares aos usados neste trabalho, como mostradas na tabela 3-1. Desconsiderando os efeitos da desnaturação das proteínas na equação 3-20, foram reproduzidos os valores da viscosidade aparente nas condições de extrusão (ver anexo A). Estes valores foram utilizados para determinar os parâmetros reológicos da equação 3-18 (ver tabela 3-2). A estimativa foi realizada pelo método Simplex e Quasi-Newton presente no Software STATISTICA 4.0.

Tabela 3-1. Composição percentual da farinha de soja desengordura

Composição (%)	BOUVIER et alii	Matéria-prima comercial
Proteínas(Nx6,25, bs)	52%	52%
Carboidratos	31%	30%
Cinzas	-----	7%
Fibra	3%	3%
Gorduras	1%	2%
Água	7%	5%

Fonte : Adaptação de BOUVIER et alii (1987)

Tabela 3-2. Parâmetros reológicos para farinha de soja desengordurada determinados pelas equações de MORGAN et alii (3-20) e da lei da potência (3-18).

Parâmetros reológicos	Equação 3-18	Equação 3-20
Constante adimensional, α	-----	0,434
Constante adimensional, a	-----	0,0016
Constante adimensional, b	-6,73	-6,7
Índice de comportamento do fluido, n	0,213	-----
Tensão de cisalhamento inicial (Pa) τ_0	-----	12850
Viscosidade newtoniana máxima (pa.s) η_0	-----	9,64
Índice de consistência K (Pa.s ⁿ)	15,755	-----
Ener. de ativação (kJ/mol) ΔE_v	28,213	28,88
Coefficiente de correlação	0,99932	-----

Fonte : Adaptação de BOUVIER et alii (1987)

Os valores reproduzidos da viscosidade aparente a várias condições foram utilizadas para gerar superfícies de resposta, onde pode-se observar a influência que tem a taxa de deformação, a temperatura e o conteúdo de umidade (ver figuras 3-6 a 3-11).

Superfície de resposta da viscosidade aparente (Pa.s)
da farinha de soja desengordurada reproduzidas pela
equação da lei de potência

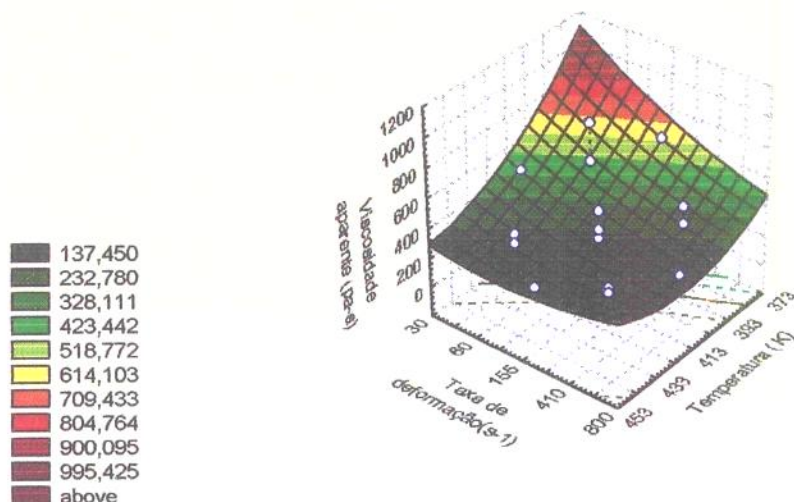


Figura 3-6. Superfície de resposta tridimensional da viscosidade aparente.
Variáveis independentes: Temperatura e Taxa de deformação.
Umidade constante 30% (bs).

Superfície de resposta da viscosidade aparente (pa.s)
da farinha de soja desengordurada reproduzida pela
equação da lei da potencia

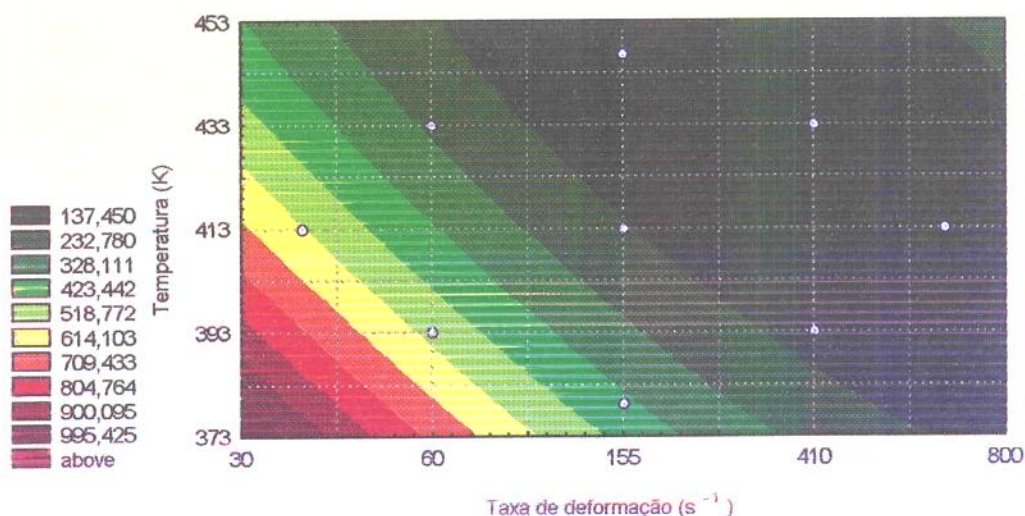


Figura 3-7. Superfície de resposta bidimensional da viscosidade aparente.
Variáveis independentes: Temperatura e Taxa de deformação
Umidade constante 30% (bs).

Superfície de resposta da viscosidade aparente (Pa.s)
da farinha de soja desengordurada reproduzidas pela
equação da lei de potência

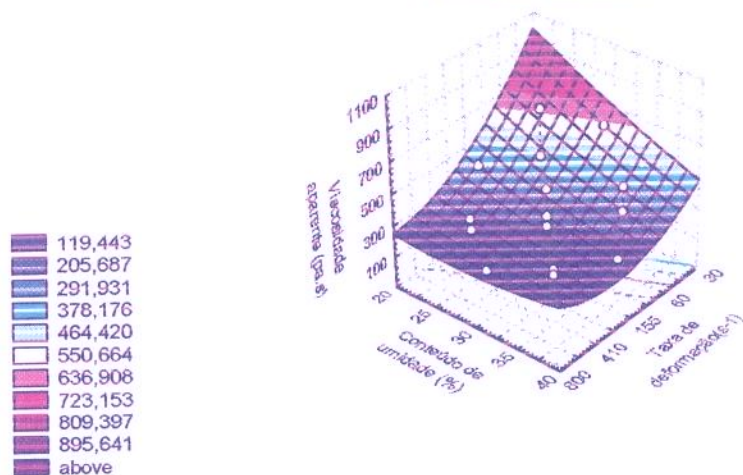


Figura 3-8. Superfície de resposta tridimensional da viscosidade aparente.
Variáveis independentes: Conteúdo de umidade e Taxa de deformação
Temperatura constante 413 K.

Superfície de resposta da viscosidade aparente (pa.s)
da farinha de soja desengordurada reproduzidas pela
equação da lei da potência

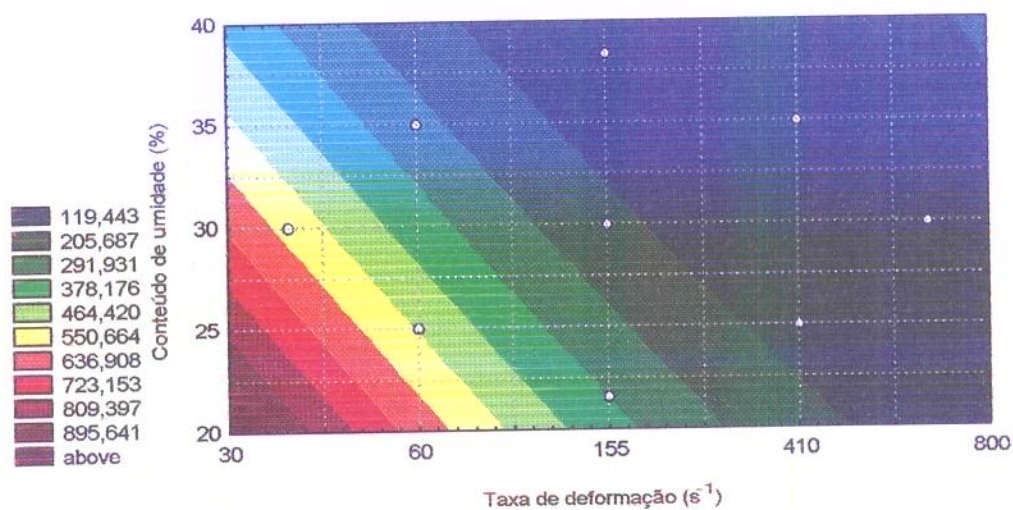


Figura 3-9. Superfície de resposta bidimensional da viscosidade aparente.
Variáveis independentes: Conteúdo de umidade e Taxa de deformação
Temperatura constante 413 K.

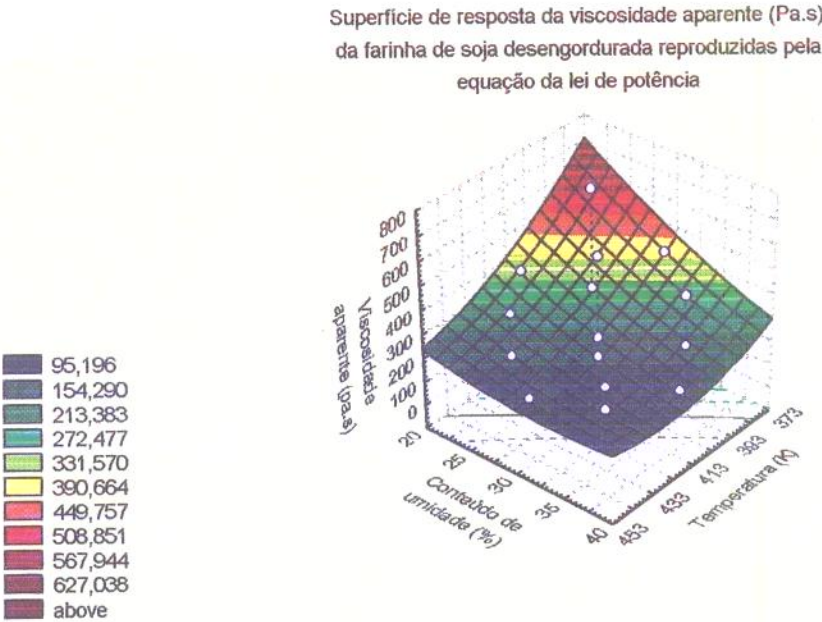


Figura 3-10. Superfície de resposta tridimensional da viscosidade aparente.
Variáveis independentes: Conteúdo de umidade e Temperatura
Taxa de deformação constante 155 s^{-1} .

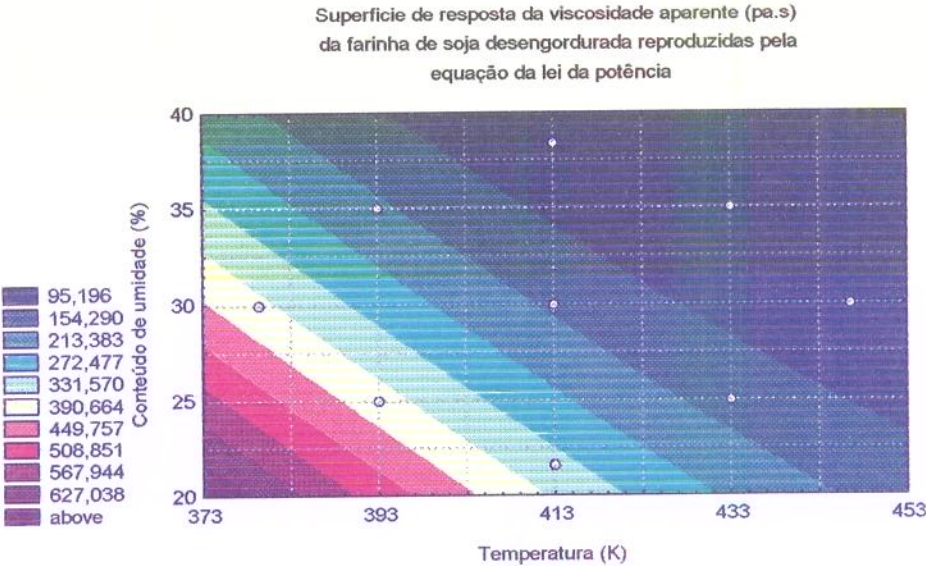


Figura 3-11. Superfície de resposta bidimensional da viscosidade aparente.
Variáveis independentes: Conteúdo de umidade e Temperatura
Taxa de deformação constante 155 s^{-1} .

3.4 Efeito da desnaturação de proteínas (ϕ)

MORGAN et alii (1989) mencionam que poucos pesquisadores têm considerado os efeitos da desnaturação protéica para descrever o comportamento da viscosidade aparente de pastas protéicas. Quando a temperatura da pasta excede a temperatura de início de desnaturação (T_d), as moléculas de proteína sofrem várias reações de desnaturação, afetando seu tamanho, forma e peso molecular.

A taxa de deformação e a temperatura influenciam na desnaturação da proteína. A uma dada temperatura e a uma taxa de deformação pequena, o polímero fica emaranhado, ou seja, a velocidade de emaranhamento é maior ou igual à desnaturação, porém a taxas maiores, a deformação se superpõe ao efeito da temperatura e, neste ponto, ocorre a desnaturação.

REMSEM & CLARK, (1978) menciona que a desnaturação é o “desenrolamento” das moléculas das proteínas em resposta à elevação da temperatura. Em alguns casos, isto pode ser reversível, no entanto, a desnaturação pode ser irreversível. Se durante o período de temperaturas altas as moléculas individuais de proteínas estão sujeitas a altas velocidades que favorecem uma orientação, elas se associam preferencialmente às moléculas vizinhas formando uma rede, tal como no caso do processo de extrusão (figura 3-12).

STANLEY (1989) menciona que as reações químicas durante o processo de extrusão de proteínas são geralmente mais complexas que as de cereais. Na figura 3-13, MITCHEL & ARÉAS (1992) mostram as mudanças estruturais durante o processo de extrusão de proteínas.

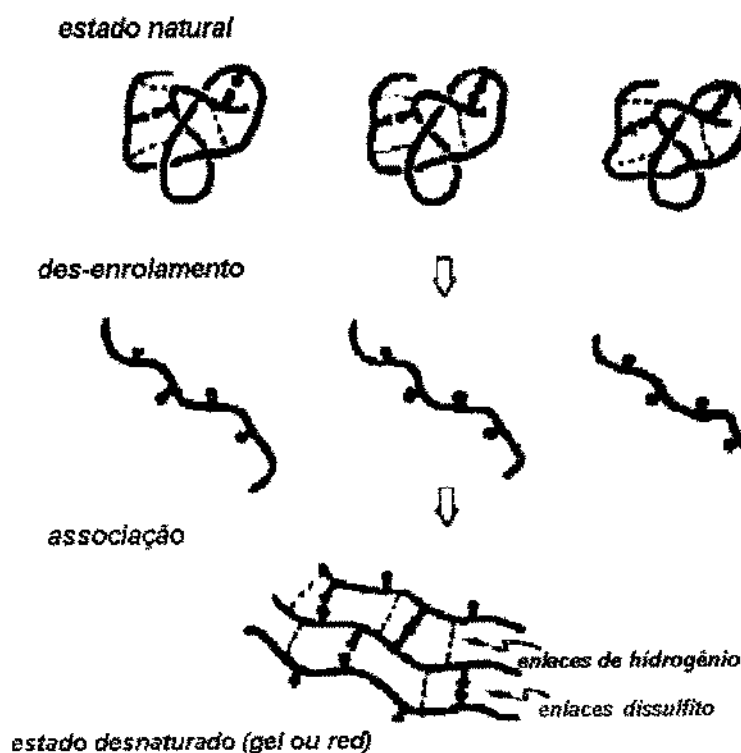


Figura 3-12. Mecanismos de desnaturação de proteínas

MORGAN et alii (1989) mencionam que pode-se usar, como hipótese de partida, a teoria cinética e reológica usadas em polímeros plásticos para modelar o comportamento reológico de pastas protéicas em processos de extrusão.

Relações matemáticas complexas foram desenvolvidas usando teorias moleculares e físicas para prever propriedades reológicas de polímeros. FERRY e SHAH & DARBY (citados por MORGAM 1979), usando dados de pesos moleculares, predizem com êxito a viscosidade aparente de polietileno fundido, com peso molecular entre 57.000 a 139.000 .

As pastas alimentícias são sistemas heterogêneos, os quais, em termos de composição, incluem moléculas de polímeros (proteínas), lipídios, grãos de amido, uma variedade de aditivos e o mais importante, a água.

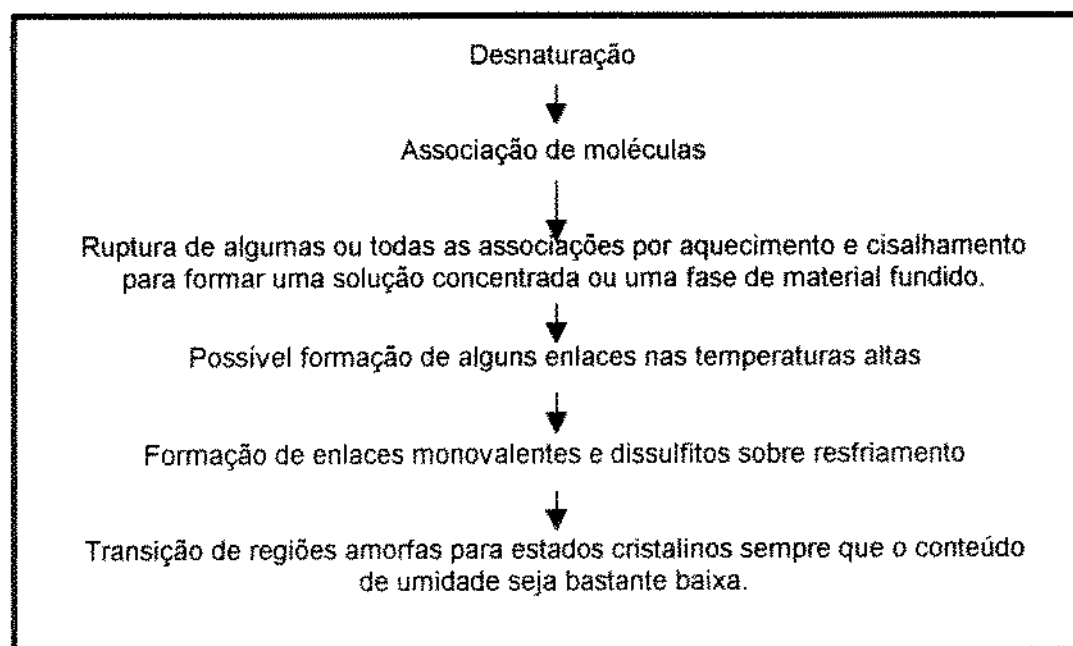


Figura 3-13. Mudanças estruturais das proteínas que ocorrem durante o processo de extrusão

A pasta protéica, usada tipicamente num processo de extrusão, contém outros ingredientes além de proteínas como, no caso da farinha de soja desengordurada que contém entre proteínas e carboidratos 90% (em base seca). Os carboidratos de soja não contém amido e consistem, principalmente, de dissacarídeos, como sacarose, trissacarídeos como rafinose e tetrasacarídeos como estaquiase (SMITH & CIRCLE, 1972). O peso molecular destes polissacarídeos são relativamente pequenos em relação aos das proteínas. Quando os amidos e lipídios não estão presentes com as proteínas, a desnaturação das proteínas é a reação dominante, e o desenrolamento das estruturas terciárias das proteínas contribui para o incremento da viscosidade durante o processo.

Vários pesquisadores (FLETCHER et alii, 1984; HARPER et alii, 1978; JANSEN, 1986; MORGAN et alii, 1989) propuseram que a desnaturação das proteínas e a gelatinização dos amidos podem ser aproximados por uma "pseudo" reação de primeira ordem.

A pseudo-polimerização de primeira ordem supõe que a concentração de uma das espécies reagentes, a espécie polimérica reativa, permanecerá constante (P_c) e prediz o desaparecimento das espécies monoméricas.

A desnaturação das proteínas de soja é mais complexa que uma reação de primeira ordem (MORGAN et alii 1989). Entretanto, uma reação simples pode ser usada para expressar o efeito da desnaturação das estruturas terciárias das proteínas sobre a viscosidade média total. Utilizando a analogia desta reação com uma pseudo reação de polimerização de primeira ordem, a seguinte equação pode ser utilizada:

$$M_c(t) = M_c^0 \cdot e^{-k_1 t} \quad (3-21)$$

onde:

- M_c = Concentração do monômero;
- M_c^0 = Concentração inicial do monômero;
- k_1 = Constante de velocidade de reação de primeira ordem (1/s);
- t = tempo (s).

Segundo WILLIAMS (1971), o peso molecular do polímero pode ser calculado por:

$$MW_p = MW_m DP \quad (3-22)$$

onde :

- MW_p = peso molecular do polímero;
- MW_m = peso molecular do monômero.;
- DP = grau de polimerização.

O valor de DP , pode ser calculado por:

$$DP = \frac{M_c^0 - M_c}{P_c} \quad (3-23)$$

Onde : P_c = concentração das espécies poliméricas reativas.

FERRY (citado por MORGAN et alli 1989) cita uma relação da lei da potência correlacionada à viscosidade newtoniana máxima, à cisalhamento zero, (η_0) de polímeros com seus pesos moleculares:

$$\eta_0 = k_2 (MW_p)^\alpha \quad (3-24)$$

onde:

k_2 = é coeficiente de viscosidade (pa.s);
 α = constante adimensional.

Teoricamente, α toma valores de 1,0 e 3,5 para polímeros de baixo e alto peso molecular respectivamente.

SHAH & DARLY (1976) mencionam valores de α encontrados na literatura, numa faixa de 3,4 - 8,0 para polímeros de alto peso molecular. COLLINS & BAUR (citados por MORGAN 1979) apresentam uma relação descrevendo o efeito do peso molecular (MW_p) e taxa de deformação, na viscosidade aparente de polímeros de alto peso molecular. Os dados experimentais indicam que o início do afastamento do comportamento Newtoniano será diretamente função do peso molecular, verificando-se comportamento Newtoniano a $\dot{\gamma}$ mais baixos na medida que cresce o peso molecular, pelo que pode verificar-se uma relação entre a viscosidade aparente e peso molecular a $\dot{\gamma}$ constante do tipo :

$$\eta_{app} = k_2^1 (MW_p)^{\alpha} (\dot{\gamma}) \quad (3-25)$$

Onde:

k_2^1 é coeficiente similar a k_2 e está relacionada com $\dot{\gamma}$, T, U (Pa.s).

O expoente α é função de $\dot{\gamma}$. Esta relação é similar à equação 3-24, e teoricamente o valor de α é de 3,4 para taxas de deformação baixas e aproximadamente zero quando $\dot{\gamma}$ tende a infinito.

MORGAN et alii (1989) revelam que, para um valor dado de MW_p , α está aproximadamente relacionado a $\dot{\gamma}$ por uma equação do tipo da lei da potência, da forma:

$$\alpha = \alpha_o \left(\dot{\gamma} \right)^a \quad (3-26)$$

Para valores $\dot{\gamma} > 1$, o expoente "a" é negativo, fazendo que α se aproxime de zero para uma taxa de deformação alta. O parâmetro α_o está relacionado ao início do comportamento não-Newtoniano e mostra ser altamente dependente do peso molecular, pelo que se pode mencionar que o parâmetro α_o está relacionado a um "peso molecular efetivo" das proteínas desnaturadas, assim como é uma medida relativa da tendência do desdobramento de proteínas durante o aquecimento e cisalhamento.

Para incorporar, aproximadamente, influencia do peso molecular na viscosidade da pasta protéica desnaturada, pode-se usar a equação :

$$\eta = \eta_{ud} + \Delta\eta_{MW} \quad (3-27)$$

Onde:

η_{ud} = é a viscosidade não desestabilizada descrita pela equação 3-17.

$\Delta\eta_{MW}$ representa o incremento da viscosidade devido ao desenrolamento de macromoléculas de proteínas e pode ser representado por uma relação similar à equação 3-25.

$$\Delta\eta_{MW} = \beta(MW_p)^{\alpha(\dot{\gamma})} \quad (3-28)$$

Onde:

β é o coeficiente da desnaturação viscosa do material, e depende de $\dot{\gamma}$, T e U , em forma similar à equação 3-17.

$$\beta = \beta_r \cdot e^{\left[\frac{\Delta E_v}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_r} \right) - b(U - U_r) \right]} \left[\left(\frac{\tau_r}{\dot{\gamma}} \right)^n + \eta_r^n \right]^{\frac{1}{n}} \quad (3-29)$$

Onde:

β_r é a constante do material.

MORGAN et alii (1989) mencionam que $\Delta\eta_{MW}$ é zero se a temperatura do processo não atinge a temperatura de início de desnaturalização.

Substituindo as equações 3-21, 3-22 e 3-23 na equação 3-28, resulta $\Delta\eta_{MW}$ como uma reação em função do tempo (t) para temperatura constante T :

$$\Delta\eta_{MW} = \beta \left(\frac{MW_m \cdot M_c^0}{P_c} \right)^{\alpha(\dot{\gamma})} (1 - e^{-k \cdot t})^{\alpha(\dot{\gamma})} \quad (3-30)$$

A equação 3-30 descreve o incremento relativo na viscosidade da pasta protéica devido à desnaturação por aquecimento do material.

Este incremento é uma função de tempo para toda temperatura (T) maior que a temperatura do início de desnaturação (T_d). A pseudo reação de primeira ordem (equação 3-21), usada no desenvolvimento da equação 3-30, supõe que a temperatura é constante e maior que a temperatura de início de desnaturação.

O coeficiente k_1 é definido como uma constante de velocidade teórica de polimerização. EYRING & STEARN (citados por MORGAN et alii 1989) mencionam que a teoria de reação absoluta implica que k_1 está relacionada com a temperatura por:

$$k_1 = k_{\infty} \cdot e^{\left(\frac{-\Delta E_d}{RT}\right)} \quad (3-31)$$

Onde:

k_{∞} é uma constante específica de reação(1/s);
 ΔE_d é a energia de ativação de desnaturação da proteína(kcal/gmol).

MORGAN et alii (1989) mencionam que de acordo com EYRING & STEARN, k_{∞} está relacionado às temperaturas absolutas por:

$$k_{\infty} = \left(\frac{k_t \cdot k_b}{h}\right) \cdot T \quad (3-32)$$

Onde:

k_t = coeficiente de transmissão (geralmente é igual à unidade)(1/K.s);
 k_b = constante de Boltzman (J/K);
 h = constante de Planck (J).

A aplicação de equações 3-31 e 3-32 à equação 3-30, requer que a temperatura permaneça constante com o tempo. Entretanto, num processo de extrusão, a temperatura da pasta se incrementa desde uma temperatura ambiental inicial até uma temperatura máxima, que possivelmente, será reduzida antes de sair pela matriz. Consequentemente, cada processo poderia resultar num tipo distinto de desnaturação, criando a necessidade de incorporar as variáveis de comportamento de desnaturização na equação 3-30. Para satisfazer esta necessidade, é definida uma integral da função desnaturação (ϕ):

$$\phi = \int_0^t T(t) \cdot e^{\left(\frac{-\Delta E_d}{RT(t)}\right)} dt \quad (3-33)$$

A equação 3-33 é válida para : $T(t) \geq T_d$

ou : $\phi = 0$ para : $T(t) \leq T_d$

Onde:

T_d é temperatura de início de desnaturação.

A função ϕ está relacionada à equação 3-31, através da seguinte expressão:

$$k_1 t = k_a \cdot \phi \quad (3-34)$$

Onde:

$$k_a = \frac{k_t \cdot k_b}{h} \quad (3-35)$$

representa o coeficiente de reação de transmissão para o material protéico.

Combinando as anteriores equações 3-27, 3-29, 3-30, 3-33, 3-34 com a equação 3-17, temos:

$$\eta_{app}(\dot{\gamma}, T, U, \varphi) = \left\{ e^{-\frac{\Delta E_v}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_r} \right) + b(U - U_r)} \left[\left(\frac{\tau_r}{\dot{\gamma}} \right)^n + \eta_r^n \right]^{\frac{1}{n}} \right\} \quad (3-36)$$

$$\left[1 + \beta_r \left(\frac{MW_m \cdot M_c^0}{P_c} \right)^{\alpha(\dot{\gamma})} (1 - e^{-k_a \varphi})^{\alpha(\dot{\gamma})} \right]$$

É difícil tentar quantificar MW_m , M_c^0 , P_c na equação 3-36 para alimentos proteicos. Porém, neste caso, a razão M_c^0/P_c é análoga a uma “concentração efetiva” da espécie reagente, ou seja, a concentração de proteínas desnaturadas em base seca. Para muitas pastas protéicas, o conteúdo de umidade é bastante baixo, logo o fenômeno de “desenrolamento” está afetado diretamente pela quantidade de água disponível.

Consequentemente, o conteúdo de água é o fator limitante no aumento da viscosidade relativa por desnaturação protéica. O termo MW_m é uma medida relativa do efeito positivo da água das proteínas e subsequente desenvolvimento quando aquecidas (MORGAN et alii 1989)

Os seguintes modelos são propostos para relacionar a influência da concentração de proteína e umidade sobre MW_m , M_c^0 , P_c para uma faixa de umidade (U).

$$MW_m = A_1 \cdot U^c \quad (3-37)$$

$$\frac{M_c^o}{P_c} = A_2 \cdot C_p \quad (3-38)$$

Onde :

C_p = conteúdo de proteína;

A_1 , A_2 e ε são constantes de material que dependem da fonte protéica e o estado inicial não desnaturado.

Combinados as equações, 3-31, 3-37 e 3-38 na equação 3-36, resulta o modelo generalizado:

$$\eta_{app}(\dot{\gamma}, T, U, \varphi) = e^{\left[\frac{\Delta E_v}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_r} \right) - b(U - U_r) \right]} \left[\left(\frac{\tau_r}{\dot{\gamma}} \right)^n + \eta_r^n \right]^{1/n} \left[1 + \beta_r [A_3(U)^{\varepsilon} C_p]^{\alpha_o \cdot \dot{\gamma}^{\alpha}} \right] \left[(1 - e^{-k_a \varphi})^{\alpha_o \cdot \dot{\gamma}^{\alpha}} \right] \quad (3-39)$$

Onde:

$$A_3 = A_1 \cdot A_2$$

O significado físico da equação 3-39 mostra-se na tabela 3-3.

Na faixa de 25 - 50°C não ocorre nenhuma desnaturação protéica significativa. À medida que a temperatura excede à temperatura de início de desnaturação (65 - 70°C), ocorre um incremento significativo na viscosidade que é compensado pelo aumento da taxa de deformação (MORGAN et alii 1989). A tabela 3-4 mostra as constantes e coeficientes determinados para farinha de soja desengordurada.

Tabela 3-3. Descrição dos termos da equação 3-39

Termos	Significado físico
$\left[\left(\frac{\tau_r}{\gamma} \right)^n + \eta_r^n \right]^{\frac{1}{n}}$	Efeito da taxa de deformação
$e^{\left[\frac{\Delta E_v}{R} \cdot \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_r} \right) \right]}$	Efeito da temperatura
$e^{[b(U - U_r)]}$	Efeito do conteúdo de umidade
$\left[1 + \beta_r [A_3(U)^c C_p]^{\alpha_o \cdot \gamma} \right] \left[(1 - e^{-k_a \phi})^{\alpha_o \cdot \gamma} \right]$	Efeito da desnaturação de proteínas

Tabela 3-5. Coeficientes e constantes determinados para farinha de soja desengordurada.

Parâmetros	Valor do melhor ajuste	Comentários
a	-0,15	Para poliestireno, -0,30 (Collins & Bauer, 1965)
A ₃	12,3	Não existe referência.
b	-21	Faixa normal de -6 até -18
ΔE _v (kcal/gmol)	6,8	Valores de 4,0 - 8,0 para pastas alimentícias.
K _a (K.s) ⁻¹	13,9x10 ¹⁰	2,08 x 10 ¹⁰ para coeficiente teórico de transmissão de valor 1
n	0,30	dado da literatura (0,2 - 0,5)
α _o	2,0	para poliestireno 2,42
β _r	1,16	não existe referência bibliográfica
η _r (Pa.s)	21,0	não existe referência bibliográfica
τ _r (kPa)	32,8	não existe referência bibliográfica

Fonte : MORGAN et alii (1989).

CAPÍTULO IV

PROPRIEDADES TÉRMICAS

Nos processos térmicos, as velocidades e mecanismos de transferência de calor são muito importantes. O calor se transmite por condução, convecção ou irradiação ou por combinação destes. A velocidade de aquecimento ou resfriamento depende de vários fatores, tais como: o estado físico (sólido, líquido ou suspensão), tamanho e natureza do produto, suas propriedades térmicas (calor específico, condutividade térmica), mecanismos de transferência de calor, a temperatura e a natureza do fluido de transferência.

Também é necessário considerar os efeitos do calor sobre os constituintes químicos e minimizar as reações, tais como escurecimento, perda de vitaminas e oxidações que podem reduzir o valor nutritivo do alimento e sua aceitabilidade em termos de cor, sabor e textura.

4.1 Calor específico (C_p) ($\text{kJ.kg}^{-1}.\text{°C}^{-1}$)

A definição tradicional do calor específico de uma substância é, uma medida da quantidade de energia necessária para elevar em uma unidade de temperatura numa unidade de massa. De acordo com esta definição, o calor específico indica quanto calor é requerido para mudar a temperatura do material (SWEAT, 1986).

Geralmente é representado por " C_p ", que indica calor específico a pressão constante. O calor requerido para aquecer um material de massa M desde uma temperatura inicial (T_i) até uma temperatura final (T_f) é :

$$Q = M.C_p .(T_f - T_i) \quad (4-1)$$

Ao contrario, da condutividade térmica, o calor específico é independente da densidade mássica e, conhecendo o calor específico de cada componente da mistura, é usualmente suficiente para predizer o calor específico da mistura.

O calor específico da água líquida tem um valor maior que a maioria dos líquidos, assim o calor específico dos alimentos é significativamente afetado pela quantidade de água presente e pelo estado físico da água (LEWIS, 1993).

Os alimentos congelados com alto conteúdo em água podem ter valores de calor específico de aproximadamente igual a metade que os correspondentes no estado fresco (ver tabela 4-1)

Durante os processos, tais como evaporação ou desidratação, o calor específico do alimento pode diminuir. O vapor de água tem um calor específico aproximadamente igual ao do gelo. Por outra parte, óleos e gorduras têm valores de calor específico aproximadamente a metade do valor da água. Grãos secos e alimentos em pó também têm valores de calor específico muito baixos.

Os calores específicos são dependentes da temperatura e muitas substâncias têm um ligeiro incremento no C_p quando a temperatura se eleva, pelo que, muitas vezes, se considera um valor médio de calor específico, C_{pm} .

$$Q = M.C_{pm} (T_f - T_i) \quad (4-2)$$

Sendo que os calores específicos são dependentes do conteúdo de umidade, temperatura e composição do produto, é possível correlacionar, através de diversas equações, o calor específico de um alimento.

Tabela 4-1. Calor específico de alguns alimentos e produtos processados

Alimento	Temperatura	Calor específico (kJ.kg⁻¹ C⁻¹)	Calor específico (Btu.lb⁻¹.°F⁻¹)
Água	59°F	4,18	1,000
Gelo	32°F	2,04	0,487
Vapor de água	212°F	2,05	0,490
Cobre	20°C	0,38	0,092
Alumínio	20°C	0,89	0,214
Aço inoxidável	20°C	0,46	0,110
Óleo de milho	20°C	1,73	0,414
Óleo de girassol	0,0°C	1,86	0,446
Óleo de girassol	20°C	1,93	0,460
Maçã (84,1% umidade)	acima do congelamento	3,59	0,860
Maçã (84,1% umidade)	abaixo do congelamento	1,88	0,450
Batata (77,8% umidade)	acima do congelamento	3,43	0,820
Batata (77,8% umidade)	abaixo do congelamento	1,80	0,43
Batata seca (10,9% umidade)		1,85	0,443
Cordeiro (58% umidade)	acima do congelamento	2,80	0,670
Cordeiro (58% umidade)	abaixo do congelamento	1,25	0,300
Bacalhau	acima do congelamento	3,76	0,90
Bacalhau	abaixo do congelamento	2,05	0,49
Soja (8,7% umidade)		1,85	0,442
Trigo (10,0% umidade)		1,46-1,80	0,35-0,43

Fonte : Adaptação de LEWIS (1993)

O calor específico é geralmente modelado com equações da forma:

$$C_p = C_1 + C_2.m_a \quad (4-3)$$

Onde : C_1 e C_2 são constantes características de cada produto.

A tabela 4-2 mostra alguns modelos simples. Pode-se observar que existe variação de valores das constantes de acordo com cada autor.

Tabela 4-2. Modelos simples de calor específico (kJ/kg.°C) para alimentos.

Nº	Modelo	Referência
Temperatura acima de congelamento :		
1	$C_p = 0,837 + 3,349.m_a$	Siebel, 1982
2	$C_p = 1,200 + 2,990.m_a$	Backstrom and Emblik, 1965
3	$C_p = 1,256 + 2,931.m_a$	Comini et al., 1974
4	$C_p = 1,381 + 2,930.m_a$	Fikiin, 1974
5	$C_p = 1,382 + 2,805.m_a$	Dominguez et al., 1974
6	$C_p = 1,400 + 3,220.m_a$	Sharma and Thompson, 1973
7	$C_p = 1,470 + 2,720.m_a$	Lamb, 1976
8	$C_p = 1,672 + 2,508.m_a$	Riedel, 1956
Temperatura abaixo de congelamento:		
9	$C_p = 0,837 + 1,256.m_a$	Siebel, 1982

m_a – fração mássica de água em decimal.

Fonte : SWEAT (1986)

LAMB (1976) sugere a seguinte equação para calcular, em forma aproximada, o calor específico do alimento.

$$C_p = m_a C_{pa} + m_s C_{ps} \quad (4-4)$$

Onde:

m_a = fração de massa de água (%);
 C_{pa} = Calor específico da água (4,18 kJ/kg.°C);
 m_s = fração de massa de sólidos (%);
 C_{ps} = Calor específico de sólidos (1,46 kJ/kg°C).

LENMGER & BAVERLOO (citados por SWEAT, 1986) propõem uma equação alternativa em função de frações de massa de gorduras (m_g), de sólidos não-gordurosos (m_{sng}) e de água (m_a).

$$C_p = (0,5 m_g + 0,3 m_{sng} + m_a) 4,18 \quad (4-5)$$

VAN BEEK (citado por TOLEDO 1991) propõe outra equação, pela qual é possível obter uma boa correlação:

$$C_p = \sum (C_{pi} m_i) \quad (4-6)$$

Descrevendo seus componentes, temos:

$$C_p = m_a C_{pa} + m_c C_{pc} + m_p C_{pp} + m_g C_{pg} + m_z C_{pz} \quad (4-7)$$

(água) (carboidratos) (proteínas) (gorduras) (cinzas)

Onde:

m_a , C_{pa} , m_c , C_{pc} , m_p , C_{pp} , m_g , C_{pg} , m_z , C_{pz} são frações de massa e calores específicos respectivamente.

A tabela 4-3 mostra valores de calores específicos dos componentes puros de alimentos.

Tabela 4-3. Calores específicos de componentes alimentícios

Componentes alimentícios	Calor específico (kJ.kg ⁻¹ C ⁻¹)	
água	4,18 ^a	4,18 ^b
carboidratos	1,4 ^a	1,22 ^b
proteínas	1,6 ^a	1,9 ^b
gorduras	1,7 ^a	1,9 ^b
cinzas	0,8	—

Fonte : Lewis (1993)

^a Dados adaptados de Kessler, recomendados para produtos lácteos.

^b Dados adaptados de Miles et alli.

HELDMAN & SINGH (1981) propõem os seguintes valores para os C_p médios dos diversos componentes, resultando:

$$C_p = 1,424m_c + 1,549m_p + 1,675m_g + 0,837m_z + 4,187m_a \quad (4-8)$$

CHOI & OKOS (citados por SWEAT 1986) propõem outra equação com coeficientes semelhantes:

$$C_p = 1,547m_c + 1,711m_p + 1,928m_g + 0,908m_z + 4,180m_a \quad (4-9)$$

Existem poucos modelos que incluem variação com a temperatura, entre eles, o modelo de FERNANDEZ-MARTIN & MONTES (citado por SWEAT 1986), que se aplica para leite acima do ponto de congelamento.

$$C_p = 4,190m_a + [(1,370 + 0,0113T)(1-m_a)] \quad (4-10)$$

CHOI & OKOS (1987) apresentam equações obtidas por correlações para estimar o calor específico de sólidos e líquidos em função da temperatura T (°C):

$$\text{proteínas} \quad C_{pp} = 2008,2 + 1208,9 \times 10^{-3} T - 1312,9 \times 10^{-6} T^2 \quad (4-11)$$

$$\text{gorduras} \quad C_{pg} = 1984,2 + 1473,3 \times 10^{-3} T - 4800,8 \times 10^{-6} T^2 \quad (4-12)$$

$$\text{carboidratos} \quad C_{pc} = 1548,8 + 1962,5 \times 10^{-3} T - 5939,9 \times 10^{-6} T^2 \quad (4-13)$$

$$\text{fibra} \quad C_{pf} = 1845,9 + 1930,6 \times 10^{-3} T - 4650,9 \times 10^{-6} T^2 \quad (4-14)$$

$$\text{cinza} \quad C_{pz} = 1092,6 + 1889,6 \times 10^{-3} T - 3681,7 \times 10^{-6} T^2 \quad (4-15)$$

água acima de congelamento:

$$C_{pa} = 4176,2 - 9,0862 \times 10^{-5} T + 5473,1 \times 10^{-6} T^2 \quad (4-16)$$

O calor específico médio de uma mistura (C_{pm} com unidades $\text{kJ}/(\text{kg} \cdot ^\circ\text{C})$) acima do ponto de congelamento pode ser calculado através da ponderação dos C_p dos componentes da mistura e a equação 4-6.

$$C_{pm} = m_p C_{pp} + m_g C_{pg} + m_c C_{pc} + m_f C_{pf} + m_z C_{pz} + m_a C_{pa} \quad (4-17)$$

Os valores calculados usando os modelos de CHOI & OKOS (1987), mostram uma correlação melhor com os dados experimentais que as equações anteriores para produtos com baixos conteúdos de umidade e para uma ampla faixa de composição de alimentos (TOLEDO, 1991).

Usando a equação 4-17, foram estimados os valores de calor específico da farinha de soja (ver anexo B), que tem a composição percentual, mostrada na tabela 3-2.

O calor específico dos componentes puros da substância a várias temperaturas é mostrada na figura 4-1. A variação do calor específico com o conteúdo de umidade a diferentes temperaturas é mostrado na figura 4-2.

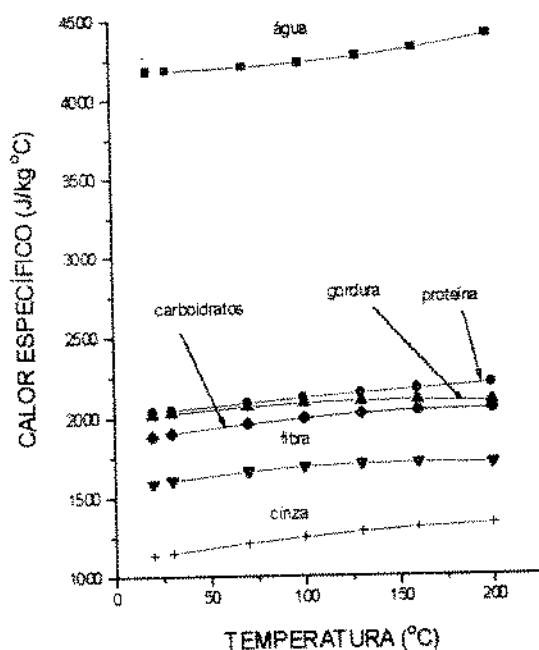


Figura 4-1 Valores estimados do calor específico para componentes puros: proteína, carboidratos, gordura, cinza, fibra e água.

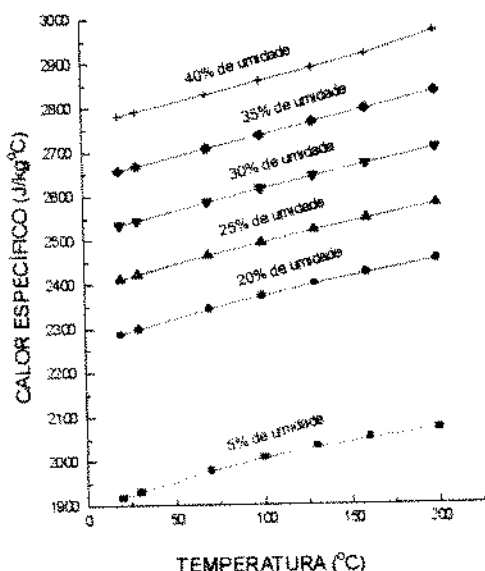


Figura 4-2 Valores estimados do calor específico para farinha de soja a diferentes conteúdos de umidade.

As propriedades físicas das substâncias granulares são afetadas pela porosidade do produto. Segundo SINGH & HELDMAN (1993), a porosidade (ε) está definida por:

$$\varepsilon = 1 - (\text{densidade global} / \text{densidade sólido}) \quad (4-18)$$

O calor específico de sólidos porosos (C_{psp}) está definida por:

$$C_{\text{psp}} = C_{\text{ps}} \cdot (1 - \varepsilon) + C_{\text{par}} \cdot \varepsilon \quad (4-19)$$

4.2 Condutividade térmica (k) (W/m°C)

A condutividade térmica é uma propriedade utilizada para quantificar a capacidade de uma substância de conduzir o calor.

De acordo com esta definição, pode-se sugerir que a condutividade térmica e difusividade térmica são características de uma substância que descrevem a transmissão de calor e a rapidez com que o produto é aquecido ou resfriado durante o tratamento térmico por condução.

A condutividade térmica depende da composição e de outros fatores que afetam o fluxo de calor através do material, como percentagem de espaços vazios, forma, tamanho e arranjo dos espaços, homogeneidade, orientação das fibras no material, porosidade do material, etc. A condutividade térmica do sólido (k_s) é fortemente influenciada pela porosidade(ε) do material e pode ser estimada pela seguinte equação:

$$k_{\text{sp}} = k_s \cdot (1 - \varepsilon) + k_{\text{ar}} \cdot \varepsilon \quad (4-20)$$

A quantidade de calor por unidade de tempo, Q , que flui através de um material de espessura x , como condutividade térmica k é calculada pela equação :

$$Q = \frac{A \cdot k \cdot (T_1 - T_2)}{x} \quad (4-21)$$

Os dados compilados por KOSTAROPOULOS ; QASHOU et alii e CHOI & OKOS (citados por SWEAT 1986) mostram que o conteúdo de água afeta a condutividade térmica dos materiais alimentícios para temperaturas acima do congelamento, e pode-se concluir que a condutividade térmica é aumentada à medida que o conteúdo de água aumenta nos produtos alimentícios.

Várias equações são utilizadas para estimar a condutividade térmica de materiais alimentícios. Algumas delas são mostrados na tabela 4-4.

Tabela 4-4. Modelos simples de condutividade térmica para produtos alimentícios

Nº	Modelo (W/m°C)	Referência
1	$k = 0,46$ (para carnes)	Sweat (1975)
2	$k = 0,50$ (para carnes)	Backstrom e Emblik (1965)
3	$k = 0,18$ (para gorduras)	Backstrom e Emblik (1965)
4	$k = 0,26 + 0,34 m_a$	Backstrom e Emblik (1965)
5	$k = 0,056 + 0,567 m_a$	Bowman (1970)
6	$k = 0,081 + 0,568 m_a$	Bowman (1970)
7	$k = 0,564 + 0,0858 m_a$ (para sorgo)	Sharma e Thompson (1973)
8	$k = 0,140 + 0,42 m_a$ (p/sucos fruta)	Kolarov e Gramov (1973)
9	$k = 0,26 + 0,33 m_a$	Comini et al. (1974)
10	$k = 0,148 + 0,493 m_a$ (vegetais)	Sweat (1974)
11	$k = 0,0342 + 0,329 m_a$ (peixe)	Annamma e Rao (1974)
12	$k = 0,096 + 0,34 m_a$ (carne moída)	Sorenfors (1974)
13	$k = 0,080 + 0,52 m_a$ (carne e peixe)	Sweat (1975)

Fonte : SWEAT (1986)

m_a é fração mássica de água em decimal.

Para produtos que contém água, a equação mais usada é, predominantemente da forma:

$$k = C_1 + C_2 \cdot m_a \quad (4-22)$$

CHOI & OKOS (1987) apresentam um modelo mais simples baseado em conteúdo de água, proteínas e outros (não-proteínas, não-água) para calcular a condutividade térmica de carnes e músculos. Para muitos alimentos líquidos e sólidos, uma equação adicional, baseada no conteúdo de componentes como água, proteínas, carboidratos, gorduras e cinza, parece ser a mais adequada. CHOI & OKOS (1983), correlacionaram equações para estimar a condutividade térmica de alimentos líquidos em função destes componentes.

$$k = 0,61 \cdot m_a + 0,20 \cdot m_p + 0,205 \cdot m_c + 0,175 \cdot m_f + 0,135 \cdot m_z \quad (4-23)$$

Esta equação é recomendada pelos autores para estimar a condutividade térmica de alimentos não-porosos. DOMINGUEZ et alii (citados por SWEAT 1986) apresentam outra equação :

$$k = 0,60 m_a + 0,20 m_p + 0,245 m_c + 0,18 m_f \quad (4-24)$$

As equações 4-23 e 4-24 são válidas para uma faixa restrita de temperatura acima do ponto de congelamento.

A chave para melhor exatidão da estimativa, através das equações, é obter valores exatos para a condutividade térmica dos componentes "puros". É fácil obter dados para a água e frações de óleo, porém é muito difícil obter valores para outras frações; de fato, a condutividade térmica de proteínas e carboidratos provavelmente dependa da sua forma física e química.

A condutividade térmica de vários materiais varia com a composição e, em alguns casos, com a orientação física do seus componentes. Os alimentos de origem biológica estão sujeitos a altas variabilidades em composição e estrutura, consequentemente o valor de k dos alimentos nas tabelas, apresentam variações. O efeito da variação da composição do material sobre a condutividade térmica dos componentes puros k_i e da fração de volume de cada componente x_{vi} pode ser calculado por :

$$k = \sum (k_i x_{vi}) \quad (4-25)$$

Os valores de condutividade térmica de cada componente são calculados a valores de temperatura em °C, usando as seguintes equações :

$$k_a = 0,57109 + 0,0017625T - 6,7306 \times 10^{-6} T^2 \quad (4-26)$$

$$k_{ge} = 2,2196 - 0,0062489T + 1,0154 \times 10^{-4} T^2 \quad (4-27)$$

$$k_p = 0,1788 + 0,0011958T - 2,7178 \times 10^{-6} T^2 \quad (4-28)$$

$$k_g = 0,1807 - 0,0027604T - 1,7749 \times 10^{-7} T^2 \quad (4-29)$$

$$k_c = 0,2014 + 0,0013874T - 4,3312 \times 10^{-6} T^2 \quad (4-30)$$

$$k_f = 0,18331 + 0,0012497T - 3,1683 \times 10^{-6} T^2 \quad (4-31)$$

$$k_z = 0,3296 + 0,001401T - 2,9069 \times 10^{-6} T^2 \quad (4-32)$$

A fração do volume X_{vi} de cada componente é determinada a partir da fração de massa m_i , de cada densidade ρ_i , e a densidade da mistura ρ , como se segue:

$$X_{vi} = \frac{m_i \cdot \rho}{\rho_i} \quad (4-33)$$

$$\rho = \frac{1}{\left[\sum m_i / \rho_i \right]} \quad (4-34)$$

As densidades individuais expressas em kg/m^3 , são obtidas usando as equações abaixo indicadas :

$$\rho_a = 997,18 + 0,0031439T - 0,0037574T^2 \quad (4-35)$$

$$\rho_{ge} = 916,89 - 0,13071T \quad (4-36)$$

$$\rho_p = 1329,9 - 0,51814T \quad (4-37)$$

$$\rho_g = 925,59 - 0,41757T \quad (4-38)$$

$$\rho_c = 1599,1 - 0,31046T \quad (4-39)$$

$$\rho_r = 1311,5 - 0,36589T \quad (4-40)$$

$$\rho_z = 2423,8 - 0,28063T \quad (4-41)$$

Utilizando as equações 4-24 e as que dela dependem foram estimados os valores da densidade e condutividade térmica para farinha de soja desengordurada (ver anexo B).

A condutividade térmica dos componentes puros da substância a diferentes temperaturas e a diferentes conteúdos de umidade se mostram nas figuras 4-3 e 4-4 respectivamente.

As densidades dos componentes puros e da farinha de soja desengordura a diferentes temperaturas e a diferentes conteúdos de umidade, são mostrados nas figuras 4-5 e 4-6 respectivamente.

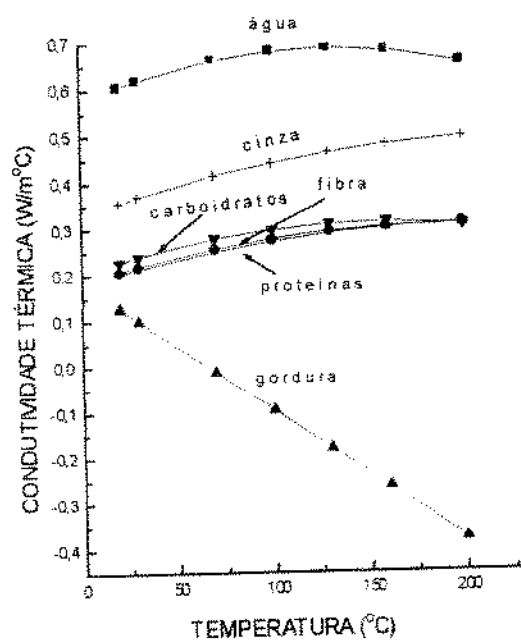


Figura 4-3 Valores estimados da condutividade térmica para componentes puros: proteína, carboidratos, gordura, cinza, fibra e água.

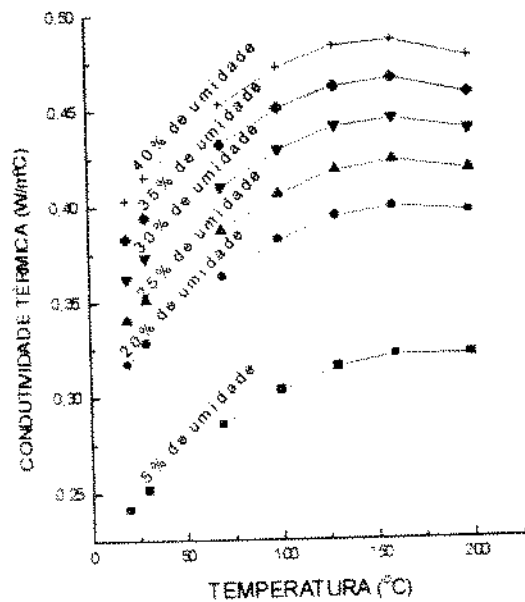


Figura 4-4 Valores estimados da condutividade térmica para farinha de soja a diferentes conteúdos de umidade.

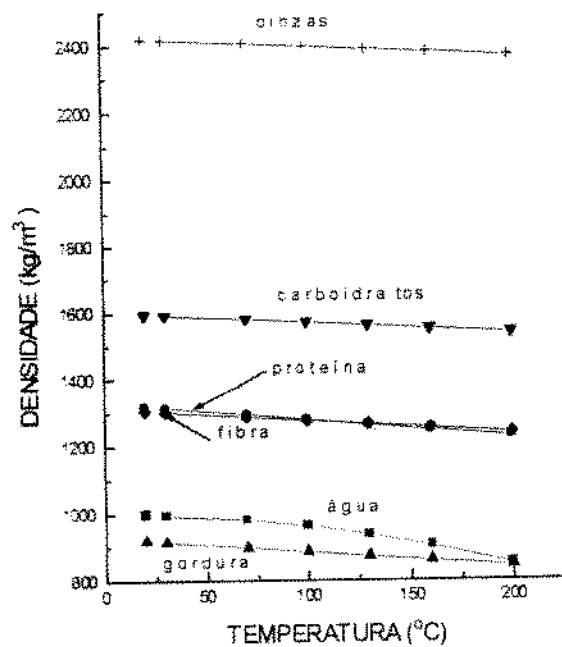


Figura 4-5 Valores estimados da densidade para componentes puros: proteína, carboidratos, gordura, cinza, fibra e água.

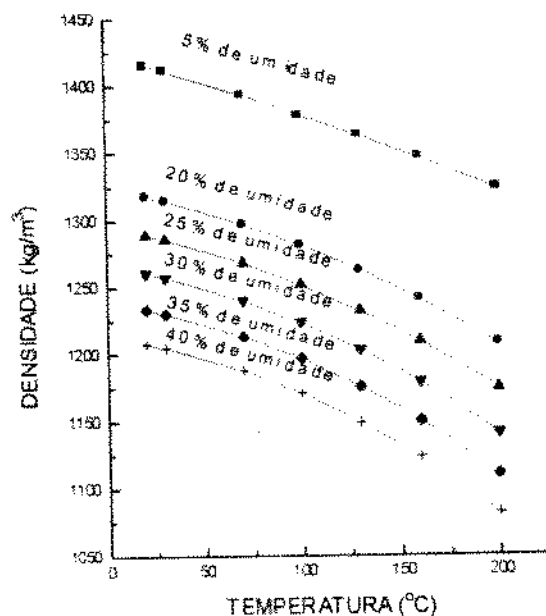


Figura 4-6 Valores estimados da densidade para farinha de soja a diferentes conteúdos de umidade.

CAPÍTULO V

MODELAGEM MATEMÁTICA

Um modelo é uma representação matemática idealizada de um sistema físico. Os modelos para simular um processamento são construídos a partir de leis físicas, algumas considerações e ajuste de parâmetros com dados experimentais, resultando com frequência, em uma equação razoavelmente complexa.

O principal problema em modelagem de transferência de calor é incluir todas as variáveis numa análise completa. Isto parece impraticável porque envolve um grande esforço computacional. Em muitos casos práticos, sob certas considerações e condições particulares algumas das variáveis podem ser consideradas sem importância. Isto significa que é possível fazer algumas suposições e derivar uma solução, que pode ser útil em certas condições de operação.

No processo de extrusão, muitos modelos foram estabelecidos sobre uma base empírica (GONZALES et alii, 1987; GONZALES et alii, 1991; BHATTACHARYA & PRAKASH, 1994; LUE et alii, 1994; BOUNIE, 1988; SINGH & MULVANEY, 1994), nos quais se vinculam as variáveis objetivo, como qualidade de produtos, com as variáveis de operação. Estes modelos empíricos, denominados de "caixa preta", são construídos por métodos estatísticos de regressão. A principal deficiência destes métodos é a limitação dos resultados à faixa das condições experimentais estudadas.

Por outro lado, os modelos teóricos chamados "modelos mecanísticos", são desenvolvidos baseados nos fenômenos de transferência de calor e de momento, sendo que os cálculos estão baseados nas condições internas do extrusor.

Muitos destes modelos foram tomados do campo da engenharia dos polímeros sintéticos que, apesar de serem muito complexos têm uma ampla margem de validade.

O mecanismo de transferência de calor num extrusor de rosca simples para alimentos foi estudada por BRUIN et alii (1978); a análise é feita em coordenadas retangulares, unidirecional e bidirecional. Em ambos casos, foi considerado fluido newtoniano com propriedades termofísicas do produto constantes. BOUVIER et alii (1978) realizaram o balanço térmico ao longo do extrusor de rosca simples, considerando o material fundido como fluido não-newtoniano, com calor gerado por dissipação viscosa, a viscosidade aparente expressa pela lei da potência com dependência da taxa de deformação, temperatura e conteúdo de umidade.

ELBIRLI & LINDF(1984) e ELBIRLI et alii (1984) fizeram estudos do comportamento térmico de um polímero considerando o fluido não-newtoniano e os efeitos da dissipação viscosa. A viscosidade aparente foi expressa pela lei da potência dependente da temperatura. Na análise são incluídos os números adimensionais de Graetz (Gz) e Brikman (Br), que consideram a convecção natural e a dissipação viscosa.

Outros pesquisadores (LI & HSIEH, 1994; MUKUND et alii.,1995; TAMURA et alii, 1993) têm trabalhado com equações teóricas para descrever o comportamento do escoamento num extrusor de rosca simples.

Entretanto, poucos pesquisadores (YACU, 1984; TAYEB et alii 1988, TAYEB et alii 1992; VAN ZUILICHEM 1990), têm trabalhado com modelos matemáticos para extrusores de rosca dupla co-rotacional.

5.1 Descrição geométrica

Algumas descrições geométricas características para o extrusor de rosca dupla co-rotacional são as seguintes:

1. Distância entre os centros dos eixos quando as roscas estão entrelaçadas (D_{ex})

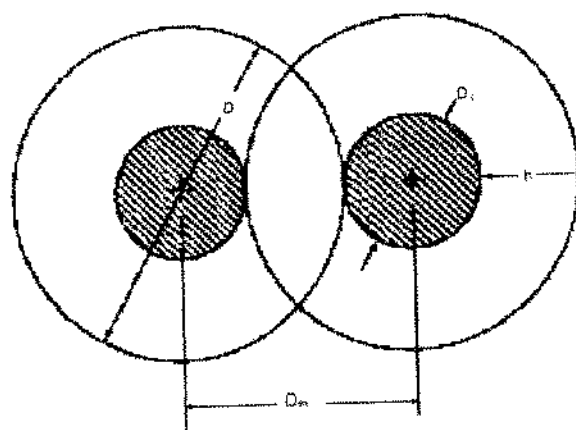


Figura 5-1. Distância entre os centros dos eixos das roscas

Da figura 5-1, tem-se que:

$$D_{ex} = \frac{D + D_i}{2} \quad (5-1)$$

Donde:

D = diâmetro externo da rosca (m)

D_i = diâmetro da base da rosca (m)

MARTELLI (1983) menciona que D_{ex} deve cumprir as seguintes relações:

$$D_{ex} < D \ll 2D_{ex} \quad (5-2)$$

$$0 \ll D_i < D_{ex} \quad (5-3)$$

2. Profundidade do canal da rosca (h):

$$h = D - D_{ex} \quad (5-4)$$

3. Ângulo helicoidal da rosca (ϕ)

Este ângulo ϕ , determina o passo da rosca (pa), e tem que ser menor que 17° (figura 5-2). Para segmentos da rosca, este ângulo varia desde 15° na zona de alimentação a 5 ou 6° na última seção.

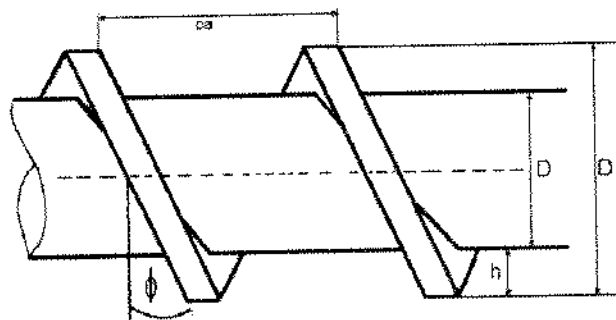


Figura 5-2. Descrição geométrica da rosca helicoidal

MARTELLI (1983) menciona que os passos da rosca pequenos tem a vantagem de ação de bombeamento pequeno, já que o torque requerido para gerar a pressão necessária no extrusor é muito menor que com passos de rosca maiores. Além disso, pequenos passos de rosca proporcionam uma

melhor barreira e mantém o material sob maior pressão porque eles estão fechados, quase perpendicularmente ao eixo da rosca.

O passo do fio da rosca (pa) pode ser obtido por:

$$pa = 2\pi R \cdot \tan\phi = \pi \cdot D \cdot \tan\phi \quad (5-5)$$

O comprimento helicoidal do fio da rosca é (S):

$$S = \frac{\pi \cdot D}{\cos\phi} \quad (5-6)$$

4. Área do canal (A):

Qualquer que seja a forma do fio da rosca, a área do canal será a metade da área retangular tendo como lados, o passo do fio da rosca (pa) e a profundidade do canal (h), a outra metade será exatamente igual à área do fio da rosca (figura 5-3).

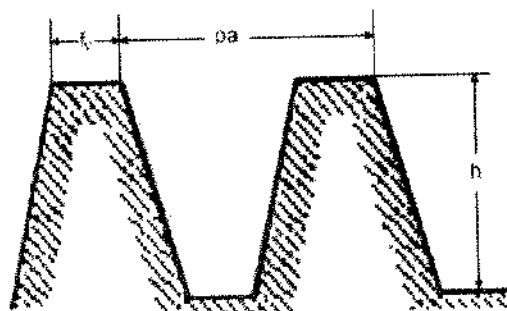


Figura 5-3. Descrição da área transversal do canal

A área transversal do canal é :

$$A = \frac{p \cdot h}{2} = \frac{1}{2} \pi \cdot D \cdot h \cdot \tan \phi \quad (5-7)$$

Multiplicado por $\cos \phi$, obtemos a área do canal medido na direção perpendicular ao mesmo. Então temos:

$$A = \frac{1}{2} \pi \cdot D \cdot h \cdot \sin \phi \quad (5-8)$$

5. Volume do canal (V)

Nas roscas conjugadas, o material não permanece dentro do canal de uma rosca, porém gira ao redor deste. No entrelaçamento, estes canais são enchidos pelos fios das roscas e a passagem é bloqueada. Para calcular o volume transportado pelas roscas, pode-se supor que a área transversal A movimenta-se com velocidade v no comprimento do canal. O escoamento dentro dos canais não é contínuo e está restrito na área de entrelaçamento e no plano de ação da rosca totalmente fechada (figura 5-4).

Da figura 5-4 pode-se definir:

- O ângulo de entrelaçamento α com o triângulo $OA O'$

$$\cos\left(\frac{\alpha}{2}\right) = \frac{\overline{AB}}{\overline{OA}} \quad (5-9)$$

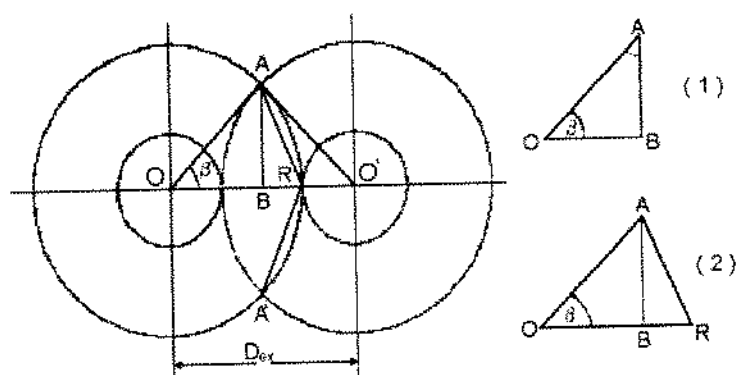


Figura 5-4. Geometria da zona de entrelaçamento

- O ângulo β formado pelo ponto central "O" e o ponto de entrelaçamento A, triângulo AOB.

$$\cos \beta = \frac{\overline{OB}}{\overline{OA}} \quad (5-10)$$

Por definição geométrica :

$$\overline{OA} = \frac{D}{2} \quad \text{e} \quad \overline{OB} = \frac{D_{ex}}{2} \quad (5-11)$$

Substituindo na equação 5-10, tem-se :

$$\cos \beta = \frac{D_{ex}}{D} \quad (5-12)$$

O canal da rosca, que não é entrelaçado, forma uma câmara em "C", um em frente ao outro. Para calcular o volume da câmara "C", é necessário conhecer o comprimento da câmara "C" que pode ser deduzida pela figura 5-4:

$$C = 2\pi R - 2(\overline{AR}) \quad (5-13)$$

$$C = \pi.D - 2.\overline{AR} \quad (5-14)$$

Para calcular o valor de $\overline{AR}$ faz-se uso do triângulo (2) da figura 5-4 .
Por geometria tem-se:

$$\overline{AR}^2 = \overline{OR}^2 + \overline{OA}^2 - 2[\overline{OR}][\overline{OA}]\cos\beta \quad (5-15)$$

Substituindo na equação (5-15) os segmentos correspondentes, se têm:

$$\overline{AR} = \sqrt{\left(\frac{D}{2}\right)^2 + \left(\frac{D}{2}\right)^2 - 2\left(\frac{D}{2}\right)\left(\frac{D}{2}\right)\cos\beta} \quad (5-16)$$

Resolvendo a equação (5-16) e substituindo as definições de $\cos\beta$ e de h , tem-se:

$$\overline{AR} = \sqrt{\frac{D.h}{2}} \quad (5-17)$$

$$2\overline{AR} = \sqrt{2.D.h} \quad (5-18)$$

Substituindo na equação (5-14) o comprimento da câmara "C" é:

$$C = \pi.D - \sqrt{2.D.h} \quad (5-19)$$

e o volume da câmara "C" é:

$$V = A.C = \left(\frac{1}{2} \pi.D.h.\text{sen}\phi \right) (\pi.D - \sqrt{2.D.h}) \quad (5-20)$$

7. Geometria equivalente

As roscas entrelaçadas co-rotacionais giram no mesmo sentido, o material fundido gira através das duas roscas fazendo a forma de oito (figura 5-5)

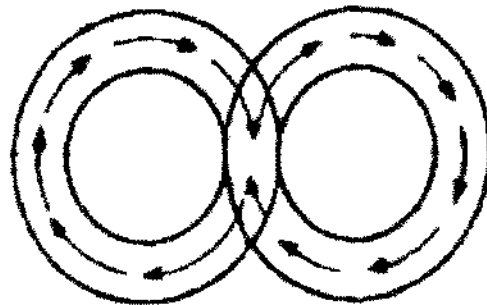


Figura 5-5. Percurso do material fundido dentro do canal das roscas

O material faz um percurso através dos dois comprimentos da câmara "C" do canal, pelo que tem-se:

$$C_e = 2.C \quad (5-21)$$

$$C_e = 2(\pi.D - \sqrt{2.D.h}) \quad (5-22)$$

Donde C_e é denominada circunferência equivalente que tem um diâmetro equivalente (D_e):

$$D_e = \frac{2}{\pi}(\pi.D - \sqrt{2.D.h}) \quad (5-23)$$

Esta rosca hipotética com D_e e C_e pode ser chamada de "rosca equivalente". Esta rosca tem, para cada revolução, um comprimento helicoidal real, ou perímetro externo, sendo S_e o comprimento dos canais que formam a figura oito, ao redor das duas roscas.

$$S_e = \frac{\pi.D_e}{\cos\phi} \quad (5-24)$$

Esta "rosca equivalente" terá, também, uma rotação equivalente de modo que:

$$\pi.D.N = \pi.D_e.N_e \quad (5-25)$$

$$N_e = N \frac{D.\pi}{2(\pi.D - \sqrt{2.D.h})} \quad (5-26)$$

Onde :

N_e = rotação equivalente (rps)

5.2. Configuração das roscas

Para fins de análise, vários pesquisadores (YACU, 1985; COLONNA et alii 1984; TAYEB et alii 1988) concordam com a divisão do extrusor co-rotacional em 4 zonas (figura 5-6), sendo que estas zonas podem repetir-se ao longo do extrusor, dependendo das configurações da rosca.

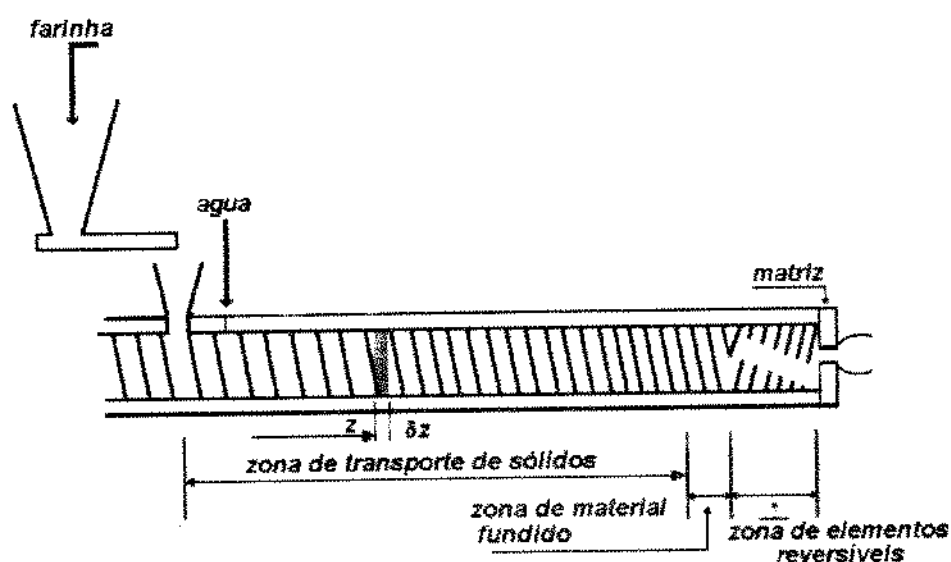


Figura 5-6. Zonas de um extrusor de rosca dupla.

1. Zona de transporte de sólidos;
2. Zona de transporte de material fundido;
3. Zona de alto cisalhamento (provocado pelos elementos reversíveis);
4. Zona da matriz.

As equações de fluxo são escritas numa geometria circular com um sistema de coordenadas cilíndricas (figura 5-7), unidirecional, sendo que o eixo z paralelo ao eixo da rosca e a área transversal do canal são simplificados para uma geometria retangular (TAYEB et alii. 1992).

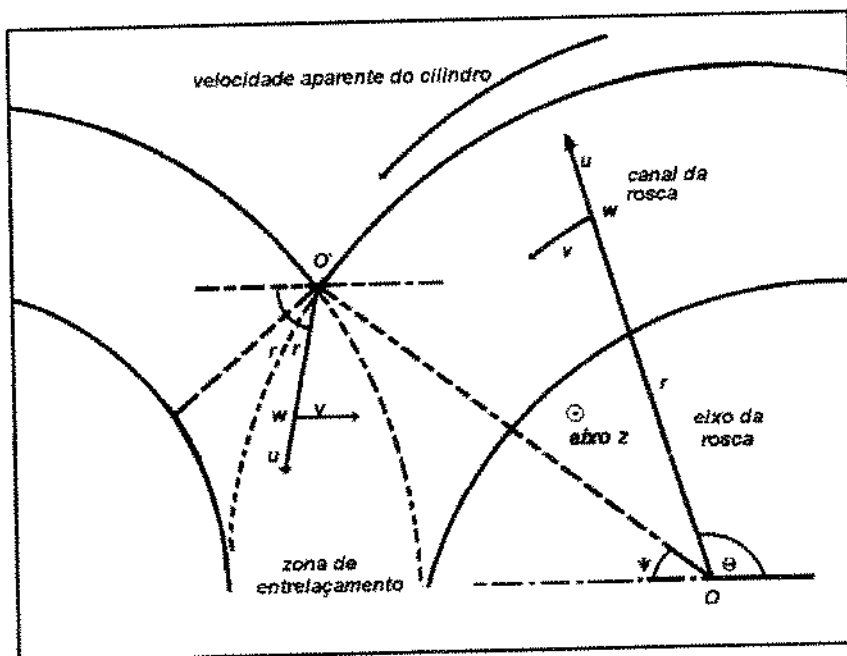


Figura 5-7. Sistema de coordenadas usado na descrição do fluxo.
(TAYEB et alii. 1988)

Para a análise matemática consideram-se as seguintes suposições :

1. Escoamento estacionário, desenvolvido e não isotérmico;
2. O comportamento da viscosidade depende da taxa de deformação, conteúdo de umidade e temperatura.

3. As propriedades físicas do produto k e C_p dependem da temperatura e da composição;
4. Não existe deslizamento do material na superfície da rosca nem na parede do cilindro;
5. As forças inerciais e de gravidade são desprezíveis;
6. O calor perdido através do eixo da rosca é desprezível;
7. O escoamento está em regime laminar, já que o material fundido é altamente viscoso.

5.3 Zona de transporte de sólidos

Nesta seção, o produto permanece na forma de pó (COLONNA et alii 1984), sendo que geralmente, os extrusores de rosca dupla têm alimentação limitada, o enchimento dos canais atinge, aproximadamente 10% do volume (FLETCHER et alii 1984; KIRBY et alii 1989). Isto explica porque não existe a evolução da pressão (DELLA VALLE et alii 1987; OLLET et alii 1989) e basicamente, o interesse nesta zona é analisar a transferência de calor (TAYEB et alii. 1988 e TAYEB et alii 1992).

O calor transferido para o material através do cilindro é por condução. Para simplificar a análise, YACU (1984) supõe que a transferência de calor é por convecção e introduz um pseudo-coeficiente de transferência de calor (U_s), para substituir as propriedades características da condutividade (k/L). Nenhuma outra suposição adicional foi colocada em relação à situação do sólido no canal da rosca.

TAYEB (1986) e TAYEB et alii (1989) fizeram uma análise com o intuito de melhorar o modelo de YACU (1984), introduzindo a descrição e a localização do leito sólido. Os autores verificaram que o material forma uma

camada de espessura "E" no fundo do cilindro, sendo que esta camada pode ser interrompida pelos fios da rosca (figura 5-8). Esta suposição foi verificada a partir de experimentos sem nenhum elemento reversível e sem a matriz.

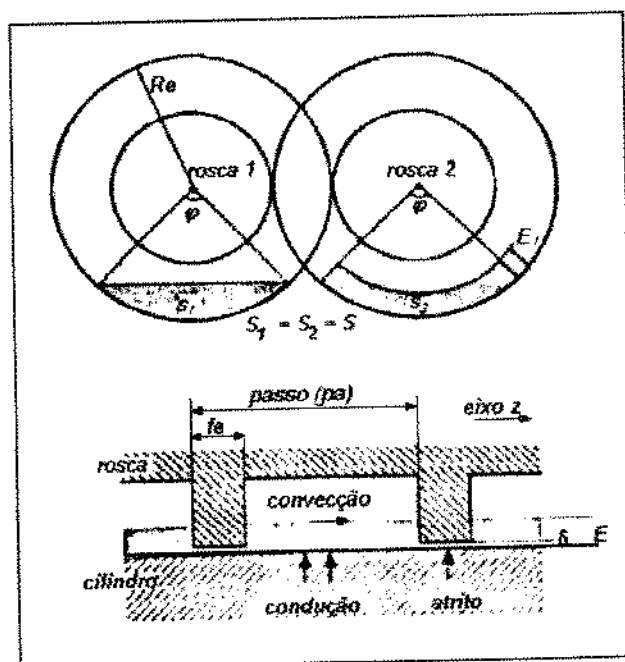


Figura 5-8. Geometria radial e de comprimento na zona de transporte de sólidos (TAYEB et alii 1988).

Assumindo um ângulo (ϕ) constante, a espessura desta camada depende da velocidade de alimentação (θ), densidade do material (ρ), velocidade de rotação da rosca (N), e da geometria local da rosca (passo, pa ; diâmetro da rosca, D). Esta espessura foi calculada por métodos numéricos (ver anexo C).

O produto é empurrado pelos lados dos fios da rosca com velocidade média (v_p) ao longo do eixo z , que depende, unicamente, da velocidade da rosca e do passo da rosca, que pode ser calculada como:

$$v_p = N \cdot pa \quad (5-27)$$

onde :

v_p = velocidade média na direção axial do produto na zona de transporte de sólidos (m/s);
 N = rotação da rosca (rps);
 p_a = passo da rosca (m).

Substituindo a equação 5-5 na equação 5-27, tem-se:

$$v_p = N \cdot \pi \cdot D \cdot \tan \phi \quad (5-28)$$

Uma temperatura média transversal pode ser calculada a partir de um balanço térmico:

$$\rho \cdot C_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} + v_r \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{v_\theta}{r} \frac{\partial T}{\partial \theta} + v_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \dot{q}_r + \dot{q}_\theta + \dot{q}_z + \dot{q}_{dv} + \dot{q}_{at} \quad (5-29)$$

onde:

$\dot{q}$ = calores transferidos ou gerados no elemento volume diferencial / unidade de tempo (W)

Para uma geometria cilíndrica circular, com fluxo unidirecional pode-se considerar o seguinte:

1. $\partial T / \partial r = 0$; $\partial T / \partial \theta = 0$; $\dot{q}_z = 0$; $\dot{q}_\theta = 0$;
2. para um fluxo estacionário : $\partial T / \partial t = 0$;
3. Não existe geração de calor por dissipação viscosa : $\dot{q}_{dv} = 0$;
4. Existe geração de energia por atrito entre as pontas dos fios da rosca e a parede interna do cilindro, $\dot{q}_{at}$.

Simplificando a equação 5-29, segundo as considerações anteriores, tem-se :

$$\rho.C_p.v_z \frac{\partial T}{\partial z} = \dot{q}_r + \dot{q}_{at} \quad (5-30)$$

Onde:

- ρ = densidade do produto (kg/m^3);
- C_p = Calor específico do produto ($\text{kJ/kg.}^\circ\text{C}$);
- v_z = velocidade do material na direção z. (m/s);
- $\partial T/\partial z$ = variação de T com respeito a z;
- $\dot{q}_r$ = transferência na direção radial;
- $\dot{q}_{at}$ = geração de energia por atrito (W).

5.3.1.- Balanço de Calor sobre o material (produto)

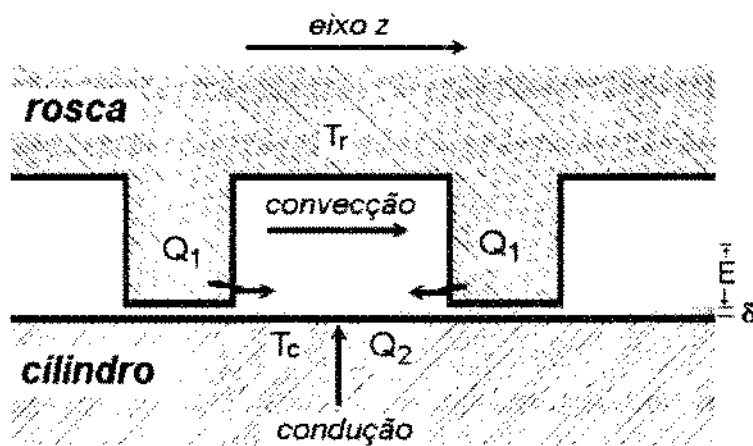


Figura 5-9. Identificação do balanço de calor sobre o material.

Observa-se na figura 5-9, que o produto recebe calor desde o cilindro do extrusor (carcaça) (Q_2) e através da rosca (Q_1), desconsiderando os efeitos da curvatura na transferência e o calor gerado por atrito do material sobre as paredes metálicas e portanto, fazendo um balanço do calor absorvido pelo

produto no transporte convectivo e no calor transferido do cilindro ao produto, para um dV , tem-se:

$$\rho.C_p.v_z \frac{\partial T}{\partial z}(dV) = Q_2 + 2.Q_1 \quad (5-31)$$

onde:

$Q_1 = \dot{q}_1.dV =$ Calor transferido por unidade de tempo da rosca ao produto (W)

$Q_2 = \dot{q}_2.dV =$ Calor transferido por unidade de tempo do cilindro ao produto(W)

Sendo o calor total transferido a um diferencial de volume $\phi R dz$, então a equação 5-31, resulta em:

$$Q_{conv.} = (\phi.R.E dz) \rho.C_p.v_z \frac{\partial T}{\partial z} \quad (5-32)$$

De acordo com as figuras 5-8 e 5-9, Q_2 é o calor transferido do cilindro a uma temperatura (T_c) para o material a uma temperatura (T_m), por condução, através da camada de sólido δ , e por convecção na área de troca $\phi R dz$, é expressa na equação 5-33:

$$Q_2 = \phi R dz.h_2(T_c(z) - T_m(z)) \quad (5-33)$$

Onde h_2 é uma espécie de coeficiente global de transferência de calor efetiva para esta zona de transporte, entre a partícula sólida e a parede interna do cilindro. Este coeficiente considera duas resistências em série, uma pelo coeficiente convectivo da massa de sólido poroso (h_1) e um outro pelo coeficiente (h_e), que considera uma camada δ mais densa.

$$h_2 = \left(\frac{1}{h_1} + \frac{1}{h_e} \right)^{-1} \quad (5-34)$$

h_1 pode ser colocado em função do número de Nusselt, definido por TAYEB (1986), onde Nu é definido, aproximadamente, constante ao longo da zona de transporte:

$$Nu = \frac{h_1 E}{k_s} \quad 5-35$$

Onde:

h_1 = Coeficiente de transferência de calor convectivo $\left(\frac{W}{m^2 \cdot ^\circ C} \right)$;

h_e = Coeficiente de transferência de calor da camada δ $\left(\frac{W}{m^2 \cdot ^\circ C} \right)$;

k_s = Condutividade térmica do sólido da camada δ $\left(\frac{W}{m^2 \cdot ^\circ C} \right)$;

δ = Espaço situado entre as pontas do fio da rosca e o lado interno do cilindro (m);

k_s = Condutividade térmica do sólido poroso $\left(\frac{W}{m^2 \cdot ^\circ C} \right)$;

E = Espessura da capa do produto no canal da rosca (m);

Nu = Coeficiente de Nusselt (adimensional), definido por TAYEB (1986).

O calor trocado da rosca ao produto (Q_1) é igual ao produto do calor trocado por convecção num diferencial de área $\phi R dz$ pela razão da área lateral de troca com área do fundo da rosca:

$$Q_1 = h_1 (T_r(z) - T_m(z)) \frac{\phi R E}{\phi R (p_a - f_s)} \phi R dz \quad (5-36)$$

Onde:

T_r = Temperatura da rosca ($^{\circ}\text{C}$);

T_m = Temperatura do produto (material extrusado) ($^{\circ}\text{C}$).

Substituindo as equações 5-36, 5-33, 5-32 na equação 5-31, tem-se:

$$\rho \cdot c_p \cdot v_z \frac{dT}{dz} (\phi \cdot R \cdot E \cdot dz) = h_2 (T_c - T_m) \phi R dz + 2 \cdot h_1 \frac{E}{(pa - f_e)} (T_r - T_m) \phi R dz \quad (5-37)$$

Simplificando os termos correspondentes:

$$\frac{dT}{dz} = \frac{h_1}{\rho \cdot c_p \cdot v_z \cdot E} [a_1 \cdot T_r(z) + h_{21} \cdot T_c(z) - (a_1 + h_{21}) \cdot T_m(z)] \quad (5-38)$$

onde :

$$a_1 = 2E/(pa - f_e);$$

$$h_{21} = h_2 / h_1.$$

Considerando que, para um dado Δz , a temperatura da rosca (T_r) e a temperatura do cilindro (T_c) são aproximadamente constantes, a equação 5-38, pode-se integrar, respectivamente, com limites de T_0 a T_m e z_1 a z_2 obtendo a seguinte expressão :

$$T_m(z + \Delta z) = \frac{a_1 \cdot T_r(z) + h_{21} \cdot T_c(z)}{a_1 + h_{21}} - \left(\frac{a_1 \cdot T_r(z) + h_{21} \cdot T_c(z)}{a_1 + h_{21}} - T_0 \right) e^{\left(\frac{(a_1 + h_{21}) \cdot h_1 \cdot \Delta z}{\rho \cdot c_p \cdot v_z \cdot E} \right)} \quad (5-39)$$

5.3.2. Balanço de energia sobre a rosca

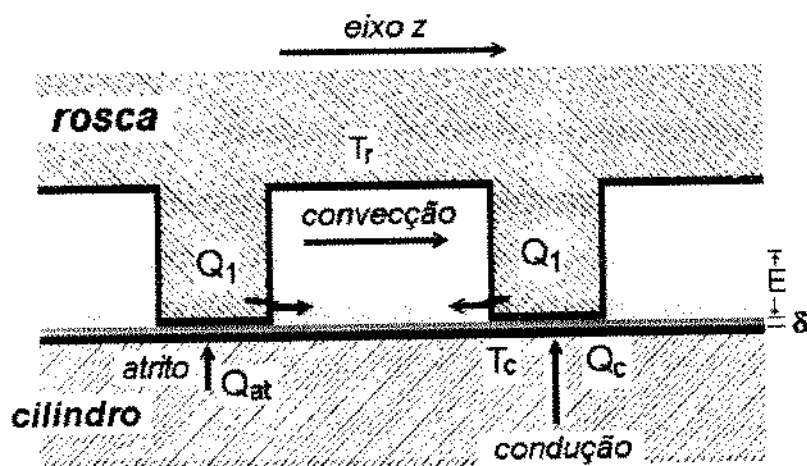


Figura 5-10. Identificação do balanço de energia sobre a rosca

Da figura 5-10, tem-se que a temperatura do material da rosca será resultante do calor gerado por atrito entre as pontas dos fios das roscas com a parede interna do cilindro do extrusor e o material retido entre eles (Q_{at}), pelo calor transferido do cilindro (Q_c) e do calor transferido ao produto (Q_1). Fazendo um balanço de energia para um Δz que contém massa de rosca m :

$$m.c_p \frac{dT}{dt} = Q_c + Q_{at} - 2.Q_1 \quad (5-40)$$

Considerando Δz aproximadamente constante, e que o processo seja estacionário, e que a temperatura da rosca não varie com o tempo ($dT/dt = 0$), então a equação 5-40 se reduz a:

$$Q_c + Q_{at} - 2.Q_1 = 0 \quad (5-41)$$

onde:

Q_c = Calor trocado por condução do cilindro para rosca / unidade de tempo (W);

Q_1 = Calor trocado por convecção da rosca para o produto / unidade de tempo (W);

Q_{at} = Calor gerado por atrito / unidade de tempo (W).

a) Determinação do calor gerado por atrito (Q_{at})

Existe uma geração de energia por atrito entre as pontas do fio da rosca helicoidal e a parede interna do cilindro. A energia gerada é proporcional à pressão por atrito que desenvolve uma força $\xi \dot{\gamma}$ por unidade de volume. Onde ξ é constante da lei de Coulomb e está expressa por:

$$\xi = f \cdot P \quad (5-42)$$

Onde f é um coeficiente adimensional de atrito, que tem um valor de 0,4 para extrusão de amidos, e o valor de P , representa a pressão gerada na camada (δ) entre os fios da rosca e a parede interna do cilindro. O valor de P pode variar desde 1 até 5 bar. Ambos valores serão considerados como parâmetros de ajuste nas equações (TAYEB, 1986; TAYEB et alii 1988).

O valor de $\dot{\gamma}$ representa a taxa de deformação média na camada do produto, que pode ser expressa por v/δ . Onde v é a velocidade de atrito na superfície, e δ é a espessura da camada. A velocidade tangencial da rosca é

igual a $2\pi N.R.\cos\phi$ e δ está determinada pela separação entre os fios da rosca e a parede interna do cilindro.

O termo de calor por atrito é calculado por volume de material situado entre os fios da rosca. Quando a rosca gira, o material deste espaço é misturado com o produto puxado pela rosca, deste modo o calor gerado neste volume $\phi R.\delta.f_e$ é misturado ao volume do produto presente na rosca ($\phi R.E.pa$), pelo qual a razão entre o volume do material retido entre os fios da rosca e a superfície interna do cilindro e o volume da câmara da rosca é igual a $\frac{\phi R.\delta.f_e}{\phi R.E.(pa - f_e)}$, portanto o calor gerado por atrito (Q_{at}) pode ser escrito para um diferencial de volume $\phi REdz$, como segue:

$$Q_{at} = \dot{\xi} \dot{\gamma} = fP \cdot \frac{2\pi NR \cos \phi}{\delta} \cdot \frac{\phi R.\delta.f_e}{\phi R.E.(pa - f_e)} \cdot \phi REdz \quad (5-43)$$

simplificando a equação 5-43, tem-se:

$$Q_{at} = \dot{\xi} \dot{\gamma} = fP \frac{\pi ND \cos \phi.f_e}{(pa - f_e)} \cdot \phi Rdz \quad (5-44)$$

b) Calor transferido pelo cilindro à rosca (Q_c)

O calor transferido pelo cilindro à rosca num diferencial da área ϕRdz é:

$$Q_c = h_e(T_c - T_r)\phi Rdz \quad (5-45)$$

onde:

h_e = Coeficiente efetivo de transferência de calor na camada δ

TAYEB (1986), menciona a importância do número de Camerom que mede a relação entre condução de calor e o calor gerado por atrito:

$$Ca = \frac{k.f_e}{\rho.C_p.N.p.a.(\delta)^2} \quad (5-46)$$

Se o numero de Camerom é $Ca \approx 10^{-2}$ o regime será considerado como adiabático, e o termo de transferencia de calor por condução poderá ser negligenciado.

c) Calor transferido pela rosca ao produto (Q_1):

O calor transferido pela rosca ao produto (Q_1) é igual ao produto do calor trocado por convecção num diferencial de área $\phi R dz$ pela razão da área lateral de troca com área do fundo da rosca:

$$Q_1 = h_1(T_r(z) - T_m(z)) \frac{\phi R E}{\phi R(pa - f_e)} \phi R dz \quad (5-47)$$

Substituindo as equações 5-47, 5-45 e 5-44 na equação 5-41, tem-se:

$$f.P \frac{\pi ND \cos \phi . f_e}{(pa - f_e)} . \phi R dz + h_e (T_c - T_r) \phi R dz - h_i . 2 . \phi R dz . \frac{E}{(pa - f_e)} (T_r - T_m) = 0 \quad (5-48)$$

Simplificando a equação 5-48, obtem-se:

$$\left(\frac{h_e + h_i . a_i}{h_i} \right) T_r = \frac{h_e . T_c + h_i . T_{at} + a_i . h_i . T_m}{h_i} \quad (5-49)$$

onde:

T_{at} é uma constante definido como um termo equivalente a uma temperatura por atrito (TAYEB, 1986):

$$T_{at} = \frac{f.P . \pi . ND . \cos \phi . f_e}{(pa - f_e) h_i} \quad (5-50)$$

Resolvendo a equação 5-49, podemos expressar a temperatura da rosca em função da temperatura do cilindro e temperatura do produto:

$$T_r(z + \Delta z) = \frac{h_e . T_c(z) + h_i . a_i . T_m(z) + h_i . T_{at}}{h_e + h_i . a_i} \quad (5-51)$$

Resolvendo iterativamente as equações 5-51 e 5-39 obtemos a temperatura do material ao longo da zona de transporte de sólidos do extrusor.

5.4 Zona de transporte de material fundido

De acordo com a descrição geométrica, a análise desta zona é simplificada para uma geometria cilíndrica circular simples (figura 5-11), onde o eixo z é paralelo ao eixo da rosca e considera-se um diâmetro equivalente (D_e), (BOOY, 1978; MARTELLI, 1983; YACU 1985; TAYEB et alii 1988).

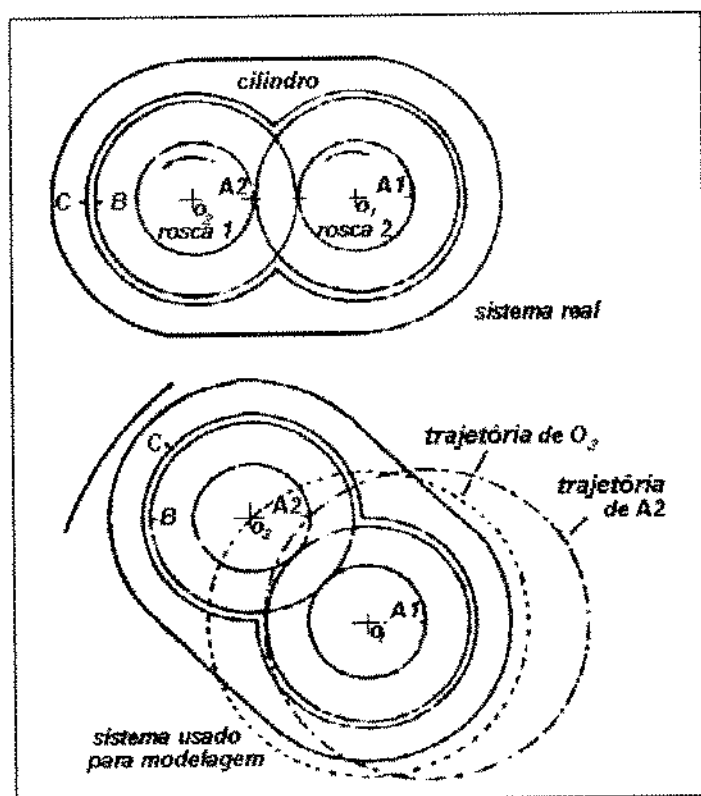


Figura 5-11. Geometria cilíndrica circular do sistema simplificado (TAYEB et alii 1988).

A mudança do estado de material sólido em pó para fluido acontece subitamente neste lugar. Muitas observações experimentais verificaram que nesta zona o material funde e os canais das roscas são enchidos completamente. TAYEB et alii (1992), confirmam que nesta zona a camada (δ)

desaparece e o material é convertido num fluido viscoso. Fazendo o balanço térmico tem-se:

$$\rho.C_p\left(\frac{\partial T}{\partial t} + v_r \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{v_\theta}{r} \frac{\partial T}{\partial \theta} + v_z \frac{\partial T}{\partial z}\right) = \dot{q}_r + \dot{q}_\theta + \dot{q}_z + \dot{q}_{dv}. \quad (5-52)$$

Com as seguintes considerações : $\dot{q}_\theta = 0$, $\dot{q}_z = 0$, a equação 5-52 é simplificado a :

$$\rho.C_p\left(v_z \frac{\partial T}{\partial z}\right) = \dot{q}_r + \dot{q}_{dv} \quad (5-53)$$

onde:

$\dot{q}_r$ e $\dot{q}_{dv}$ são os calores transferidos radialmente e o calor gerado por dissipação viscosa respectivamente.

5.4.1 Balanço de energia sobre o material (produto)

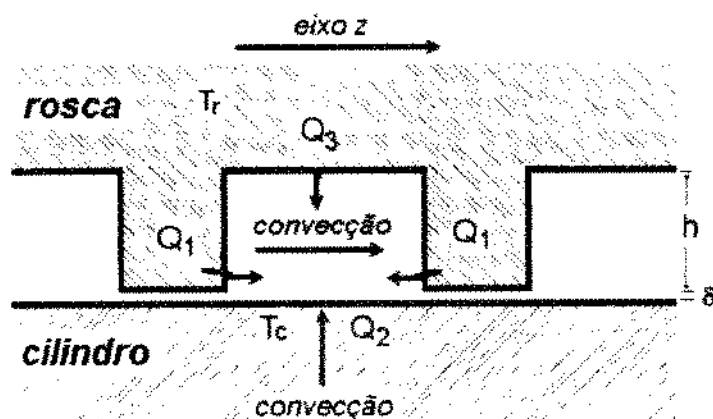


Figura 5-12. Identificação do balanço de energia sobre o produto na zona de material fundido

Fazendo um balanço de energia para um elemento de volume de material que se desloca (figura 5-12), pode-se considerar que este troca calor com a camisa do cilindro (Q_c) e com a rosca (Q_3 e Q_1). Não é considerado o calor gerado por dissipação viscosa do fluido, que será incluído no balanço da rosca, tem-se:

$$\rho \cdot C_p \left(v_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) (dV) = 2 \cdot Q_1 + Q_2 + Q_3 \quad (5-54)$$

onde: $Q_1 = \dot{q}_1 \cdot dV$; $Q_2 = \dot{q}_2 dV$; $Q_3 = \dot{q}_3 dV$.

O Calor total transferido a um diferencial de volume $S_e \cdot h \cdot dz$:

$$Q_{conv.} = (S_e \cdot h \cdot dz) \rho \cdot C_p \cdot v_z \frac{\partial T}{\partial z} \quad (5-55)$$

De acordo com a figura 5-12, Q_2 é o calor transferido do cilindro (T_c) para o material (T_m) por convecção na área de troca $S_e dz$, assim :

$$Q_2 = S_e \cdot dz \cdot h_c (T_c(z) - T_m(z)) \quad (5-56)$$

Onde h_c é o coeficiente de transferência de calor convectivo para o produto fundido, pode ser calculado em função de número de Nusselt como:

$$h_c = \frac{Nu_c \cdot k}{h} \quad (5-57)$$

Onde:

h_c = Coeficiente de transferência de calor convectivo para o material fundido $\left(\frac{W}{m^2 \cdot ^\circ C}\right)$;

k = Condutividade térmica do sólido $\left(\frac{W}{m^2 \cdot ^\circ C}\right)$;

δ = Espaço situado entre as pontas do fio da rosca e o lado interno do cilindro (m);

h = Profundidade do canal da rosca (m);

Nu_c = Coeficiente de Nusselt convectivo (adimensional).

O calor transferido pela rosca ao produto (Q_1) é por convecção num diferencial de área $S_e \cdot dz$:

$$Q_1 = h_c(T_r(z) - T_m(z)) \frac{h}{(p_a - f_s)} S_e \cdot dz \quad (5-58)$$

Onde:

T_r = Temperatura da rosca ($^\circ C$);

T_m = Temperatura do produto (material extrusado) ($^\circ C$).

O calor transferido pela base da rosca ao produto (Q_3) é por convecção num diferencial de área $S_{ei} \cdot dz$, e pode-se calcular como:

$$Q_3 = h_c(T_r(z) - T_m(z)) S_{ei} \cdot dz \quad (5-59)$$

onde:

S_{ei} = Comprimento helicoidal interno equivalente do fundo da rosca (m).

Substituindo as equações 5-55, 5-56, 5-58 e 5-59 na equação 5-54, tem-se:

$$(S_e \cdot h \cdot dz) \rho \cdot C_p \cdot v_z \frac{\partial T}{\partial z} = h_c (T_r - T_m) S_{ei} \cdot dz + 2 \cdot h_c \frac{h}{(pa - f_e)} (T_r - T_m) S_e \cdot dz + h_c \cdot S_e \cdot dz (T_c - T_m) \quad (5-60)$$

simplificando a equação 5-60, e integrando nos limites de T até T_m e considerando T_r e T_c constantes para um Δz , tem-se:

$$T_m(z + \Delta z) = \left(\frac{T_c(z) + a_2 T_r(z)}{a_2 + 1} \right) - \left(\frac{T_c(z) + a_2 T_r(z)}{a_2 + 1} - T_m(z) \right) e^{\left(\frac{(a_2 + 1) \cdot h_c \cdot \Delta z}{h \cdot \rho \cdot C_p \cdot v_z} \right)} \quad (5-61)$$

onde:

$$a_2 = s_m + a_1;$$

$$a_1 = 2 \cdot h / (pa - f_e);$$

$$s_m = S_{ei} / S_e.$$

5.4.2 Balanço de energia sobre a rosca

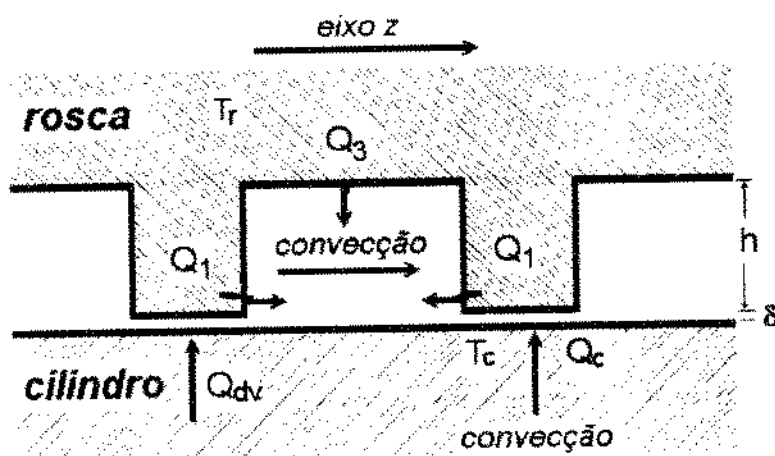


Figura 5-13. - Identificação do balanço de energia sobre a rosca na zona do material fundido

Para o cálculo da temperatura atingida pela rosca, considera-se que a variação da entalpia da rosca é devida as seguintes trocas térmicas : calor transferido da superfície interna do cilindro para o fio da da rosca (Q_c), calor transferido por convecção das laterais dos fios da rosca para o produto (Q_1), calor transferido do fundo do canal da rosca para o produto (Q_3), e o calor gerado por dissipação viscosa do fundido (Q_{dv}) (figura 5-13). Fazendo um balanço de energia para um Δz que contém massa de rosca m , tem-se que:

$$m.c_p \frac{dT}{dt} = Q_c + Q_{dv} - 2.Q_1 - Q_3 \quad (5-62)$$

Considerando que para um dado Δz aproximadamente pequeno, o processo é estacionário de modo ($dT/dt = 0$).Então a equação 5-62 se reduz a:

$$Q_c + Q_{dv} - 2.Q_1 - Q_3 = 0 \quad (5-63)$$

Onde:

Q_c = Calor convectivo do cilindro à rosca / unidade de tempo (W);

Q_1 = Calor convectivo transferido ao produto pela rosca / unidade de tempo (W);

Q_{dv} = Calor gerado por dissipação viscosa / unidade de tempo (W);

Q_3 = Calor convectivo transferido ao produto pela base da rosca / unidade de tempo (W).

a) Determinação do calor gerado por dissipação por unidade de tempo (Q_{dv})

YACU (1985), baseado no trabalho de MARTELLI (1983), calcula a energia mecânica convertida em energia térmica por dissipação viscosa por volume do

canal da rosca e por unidade de tempo. Esta pode ser gerada dentro do canal da rosca e por atrito mecânico:

a.1 calor gerado por dissipação viscosa dentro do canal:

$$Q_{\eta 1} = \eta_{app} \left(\dot{\gamma} \right)^2 \cdot V_f \quad (5-64)$$

Onde:

V_f = Volume do canal da rosca na zona de material fundido (m^3);

$\dot{\gamma}$ = Taxa de deformação (1/s);

η_{app} = Viscosidade aparente do produto (Pa.s).

Este volume, V_f pode ser expressado como um volume de rosca equivalente, e é igual à área do canal pelo comprimento da rosca, e pode ser obtido por:

$$V_f = A \cdot S_o \quad (5-65)$$

Substituindo as equações 5-8 e 5-24 na equação 5-65, e simplificando, tem-se:

$$V_f = \frac{\pi^2 h D D_o \tan \phi}{2} \quad (5-66)$$

A taxa de deformação dentro do canal pode ser obtida por:

$$\dot{\gamma} = \frac{\pi D N}{h} \quad (5-67)$$

Substituindo as equações 5-66 e 5-67 na equação 5-64, e simplificando tem-se:

$$q_{m1} = \frac{\pi^4 D_e D^3 \cdot \tan \phi}{2h} \cdot \eta_{app} \cdot N^2 \quad (5-68)$$

a.2 Além do cisalhamento dentro do canal, existem outros pontos, que pode-se gerar energia e são:

- Entre as pontas dos fios da rosca e a superfície interior do cilindro.
- No encaixe das roscas.
- Entre os lados paralelos opostos dos fios das roscas.

As equações para determinar a potência dissipada (Q), podem ser derivadas a partir das equações de potência do moinho da roda de Ardichvili (MARTELLI 1983) :

$$Q = \eta_{app} \frac{v^2 \cdot A}{d} \quad (5-69)$$

onde :

A = área efetiva de trabalho onde se desenvolve a cisalha (m²);

d = espaço entre as superfícies envolvidas no cisalhamento (m).

i) Calor gerado por atrito entre as pontas dos fios da rosca e a superfície interna do cilindro.

A área de contato do fio da rosca pode ser calculada como:

$$A_a = f_a \cdot C_a \quad (5-70)$$

onde:

f_e = largura da ponta do fio da rosca (m)

C_e = circunferência equivalente das roscas duplas (m)

A velocidade específica de cada rosca:

$$V_r = \pi \cdot D \cdot N \quad (5-71)$$

Aplicando as equações 5-70 e 5-71 na equação 5-69, temos:

$$Q_{\eta 2} = \frac{\pi^2 D^2 \cdot f_e \cdot C_e}{\delta} \cdot \eta_{app} \cdot N^2 \quad (5-72)$$

ii) No encaixe das roscas

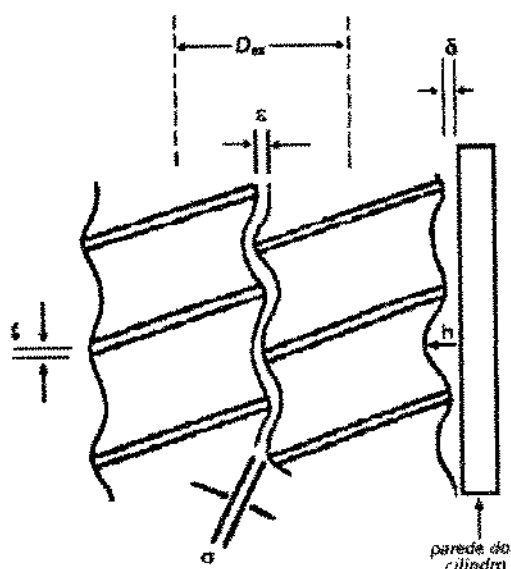


Figura 5-14. Vista perpendicular das roscas.

O cisalhamento no encaixe das roscas (ε), está influenciado pela velocidade dos fios de uma das roscas ($\pi.N.D$) e a velocidade na base da outra rosca [$\pi N(D-2h)$], (figura 5-14). A velocidade relativa (v_b) entre as roscas, que deve ser considerada no cisalhamento será:

$$v_b = 2.\pi.N.(D-h) = 2.\pi.N.D_{ex} \quad (5-73)$$

Para determinar a área envolvida neste cisalhamento, considerou-se a largura da interseção de entrelaçamento (Le) e o comprimento das duas pontas do fio de rosca (f_e) no fundo do canal, pelo que:

$$A_b = Le . 2f_e \quad (5-74)$$

De acordo com a figura 5-4 o valor de "Le" é o arco ARA' . Aproximadamente pode-se calcular com $2\overline{AR}$, por lo tanto :

$$Le = 2\overline{AR} = \sqrt{2.D.h} \quad (5-75)$$

Substituindo as equações 5-73, 5-74 e 5-75 na equação 5-69, tem-se :

$$Q_{\eta 3} = \frac{8.\pi^2.D_{ex}^2.f_e.\sqrt{2.D.h}}{\varepsilon} . \eta_{app} N^2 \quad (5-76)$$

onde :

ε = distância entre a ponta do fio de uma rosca e o fundo do canal da outra rosca

iii) Atrito entre as laterais dos fios das roscas

No encaixe das duas roscas, existe um atrito entre a área lateral de uma rosca com a outra. A velocidade (v_c) considerada no cálculo deve ser a velocidade relativa das superfícies laterais dos fios das roscas envolvidas, assim como elas se movimentam em sentidos opostos.

A velocidade média de uma das roscas pode ser calculada com a distância média entre os eixos ($D_{ex}/2$) como $\pi \cdot (D_{ex}/2) \cdot N$, portanto a velocidade relativa será:

$$v_c = \pi \cdot D_{ex} \cdot N \quad (5-77)$$

A área envolvida no atrito pode observar-se na figura 5-15.

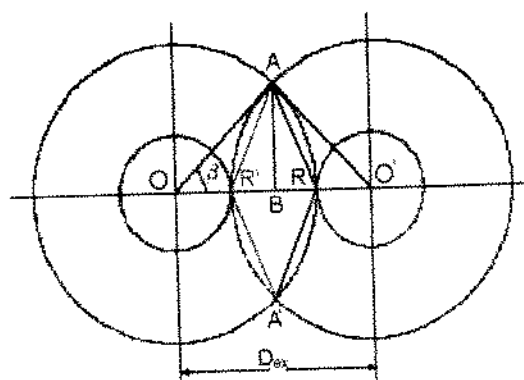


Figura 5-15. Identificação da área envolvida no atrito

Observando a figura 5-15 e a figura 5-4, a área em questão pode ser calculada como a junção dos triângulos ARR' e $A'RR'$, onde cada altura AB é

$$\frac{1}{2} \sqrt{D^2 - D_{ex}^2} \text{ e a base } h, \text{ de modo que:}$$

$$A_c = h \cdot \sqrt{D^2 - D_{ex}^2} \quad (5-78)$$

A distância entre as superfícies laterais é designada como σ (ver figura 5-14), porém num entrelaçamento há dois pares de superfícies envolvidas, portanto a distância é 2σ , substituindo os valores e as equações 5-77 e 5-78 na equação 5-69 temos:

$$Q_{\eta 4} = \frac{\pi^2 D_{ex}^2 \cdot h \sqrt{D^2 - D_{ex}^2}}{2\sigma} \cdot \eta_{app} N^2 \quad (5-79)$$

onde:

σ = distância entre os lados opostos dos fios das roscas paralelas (m).

A energia total gerada por dissipação viscosa pode ser expressa pelo fator geométrico FG_r , como:

$$Q_{dv} = Q_{\eta 1} + Q_{\eta 2} + Q_{\eta 3} + Q_{\eta 4} = FG_r \cdot \eta_{app} \cdot N^2. \quad (5-80)$$

onde :

FG_r Pode ser considerada como um fator geométrico (m^3) na zona de transporte de material fundido, e está descrito por:

$$FG_r = \frac{\pi^4 D_e^3 \cdot D \cdot \tan \phi}{2h} + \frac{\pi^2 D^2 \cdot f_e \cdot C_e}{\delta} + \frac{8\pi^2 D_{ex}^2 \cdot f_e \cdot \sqrt{2Dh}}{\varepsilon} + \frac{\pi^2 D_{ex}^2 \cdot h \sqrt{D^2 - D_{ex}^2}}{2\sigma} \quad (5-81)$$

A quantidade de calor gerado por dissipação viscosa por unidade de volume será :

$$\dot{q}_{dv} = \frac{2.FG_f.\eta_{app}.N^2}{\pi^2 h D.D_e \tan \phi} \quad (5-82)$$

O calor transferido a um diferencial de volume $S_e.h.dz$, será:

$$Q_{dv} = \frac{2.FG_f.\eta_{app}.N^2}{\pi^2 h D.D_e \tan \phi} . S_e.h.dz \quad (5-83)$$

b) Calor transferido pelo cilindro à rosca (Q_c):

O calor convectivo transferido pelo cilindro à rosca num diferencial da área $S_e.dz$ é:

$$Q_c = h_{c1}(T_c - T_r)S_e.dz \quad (5-84)$$

onde:

$$h_{c1} = \frac{Nuc.k}{\delta} \quad (5-85)$$

c) calor transferido pela rosca ao produto (Q_1):

O calor transferido pela rosca ao produto por convecção num diferencial de área $S_e.dz$, é :

$$Q_1 = h_c(T_r - T_m) \frac{h}{(pa - f_e)} S_e dz \quad (5-86)$$

d) calor transferido pela base da rosca ao produto (Q_3):

O calor transferido pela base da rosca ao produto por convecção num diferencial de área $S_{ei}dz$, é :

$$Q_3 = h_c(T_r - T_m) S_{ei} dz \quad (5-87)$$

Substituindo as equações 5-83, 5-84, 5-86 e 5-87 na equação 5-63 e fazendo as simplificações correspondentes, tem-se:

$$h_c \left[\frac{h_{c1}}{h_c} (T_c - T_r) S_e + \frac{2.FGf.\eta_{app}.N^2}{\pi^2.D.D_e.\tan\phi.h_c} S_e - 2 \frac{h}{(pa - f_e)} .h_c [T_r - T_m] S_e - S_{ei} (T_r - T_m) \right] = 0 \quad (5-88)$$

Resolvendo a equação 5-88 para $T_r(z)$, tem-se:

$$T_r(z) = \frac{h_m.T_c(z) + T_{dv} + a_2.T_m(z)}{a_2 + h_m} \quad (5-89)$$

onde:

$$h_m = h_{c1}/h_c;$$

$$a_1 = 2.h/(pa-f_e);$$

$$s_m = S_{ei}/S_e;$$

$$a_2 = s_m + a_1.$$

A constante denominada, temperatura por dissipação viscosa T_{dv} , é determinada por:

$$T_{dv} = \frac{2FG_f \eta_{app} N^2}{\pi^2 h D D_* \tan \phi h_c} \quad (5-90)$$

Resolvendo as equações 5-89 e 5-61 simultaneamente, obtém-se o valor de $T_m(z)$ na zona de material fundido.

A taxa total de deformação média sob o produto durante a passagem, através da zona de transporte fundido (incluindo os fluxos devido à fuga), pode ser estimada por :

$$\dot{q}_{dv} = \eta_{app} \left(\dot{\gamma}_f \right)^2 = \frac{FG_f \eta_{app} N^2}{V_f} \quad (5-91)$$

Simplificando a equação 5-91, se tem:

$$\dot{\gamma}_f = N \sqrt{\frac{FG_f}{V_f}} \quad (5-92)$$

A viscosidade aparente do produto, η_{app} , esta descrito pela equação 3-18 e esta depende da taxa de deformação $\left(\dot{\gamma} \right)$, temperatura (T), conteúdo de umidade (U) e as constantes desta estão descritas na tabela 3-2. No cálculo da viscosidade aparente não se considera os efeitos da desnaturação das proteínas pela falta de dados experimentais.

5.5. Zona de elementos reversíveis

YACU (1985) menciona que o mecanismo de escoamento do fluido e geração de calor nesta zona é extremamente complicada. A existência de canais transversais normais ao canal da rosca complica ainda mais esta análise. Estes canais transversais são introduzidos para melhorar a mistura e também para reduzir a força de cisalhamento total.

A vazão mássica nesta zona é igual a da zona de material fundido. A geração de calor por dissipação viscosa é descrita pelas mesmas equações da zona de fundido. A presença dos canais transversais é tomada em consideração para modificar o fator geométrico nesta zona (YACU, 1985), conforme a equação 5-93:

$$FG_r = FG_f \left(1 + \frac{n_i \zeta \cdot C_T}{\pi Dh} \right) \quad (5-93)$$

onde:

n_i = é o número de cortes transversais nos elementos de rosca reversíveis;

ζ = largura dos cortes transversais (m);

C_T = profundidade dos cortes transversais(m).

Como foi definido na zona de fundido a taxa de deformação média sob o produto durante a passagem pelos elementos reversíveis (incluindo os fluxos devido à fuga), pode ser estimada por :

$$\dot{\gamma}_r = N \sqrt{\frac{FG_r}{V_r}} \quad (5-94)$$

Com as considerações anteriores, pode-se descrever o valor de $T_m(z)$ na zona de elementos reversíveis através da solução simultânea das seguintes equações:

$$T_m(z + \Delta z) = \left(\frac{T_c(z) + a_2 T_r(z)}{a_2 + 1} \right) - \left(\frac{T_c(z) + a_2 T_r(z)}{a_2 + 1} - T_m(z) \right) e^{-\left(\frac{(a_2 + 1) h_c \Delta z}{h_p \epsilon_p v_x} \right)} \quad (5-95)$$

$$T_r(z) = \frac{h_m T_c(z) + T_{dvr} + a_2 T_m(z)}{a_2 + h_m} \quad (5-96)$$

onde as constantes são as seguintes:

$$h_m = h_{c1}/h_c;$$

$$a_1 = 2 \cdot h / (p a - f_e);$$

$$s_m = Se_i / Se;$$

$$a_2 = s_m + a_1.$$

A constante denominada como temperatura por dissipação viscosa nos elementos de rosca reversíveis (T_{dvr}) pode ser estima por:

$$T_{dvr} = \frac{2 \cdot F G_r \cdot \eta_{app} \cdot N^2}{\pi^2 h D \cdot D_e \tan \phi \cdot h_c} \quad (5-97)$$

5.6 Tempo de residência

O tempo de residência do material no extrusor depende de vários fatores. Cada seção de roscas tem configuração diferente no que se refere ao passo da rosca, quanto ao ângulo helicoidal e, quanto o comprimento do fio da rosca. Quando o passo da rosca diminui, decresce o ângulo helicoidal,

consequentemente decresce o volume do canal. Assim ocorre um aumento de tempo de residência a rotação constante.

Enquanto o material não é plastificado ou fundido, o grau de enchimento é baixo, sendo transportado como um fluxo contínuo no fundo do canal e empurrado para frente pelos fios das roscas, avançando por cada revolução.

Por definição, o tempo t (s), é:

$$t = d/v \quad (5-98)$$

onde:

d = distância percorrida (m);

v = velocidade do produto (m/s).

Na zona de fundido, a distância necessária para percorrer através de cada canal equivalente é definida pela equação 5-24. A velocidade rotacional do material é igual à velocidade tangencial da rosca :

$$V_r = \pi \cdot D \cdot N \cdot \cos \phi \quad (5-99)$$

Substituindo as equações 5-99 e 5-24 na equação 5-98, escrevendo para um diferencial "dz" por passo de rosca ao longo do extrusor, tem-se:

$$t = \sum_{i=1}^{i=n_c} \frac{D_e \cdot \Delta z}{D \cdot N \cdot \cos^2 \phi \cdot \rho a} \quad (5-100)$$

onde:

n_c = número de câmaras.

CAPÍTULO VI

SIMULAÇÃO

Com base nas equações descritas no Capítulo V, foi desenvolvido um programa de computador em C++, que permite simular o desenvolvimento do perfil de temperatura ao longo do extrusor.

6.1 Configuração do extrusor

Para efeitos da simulação foram usadas as características de um extrusor de rosca dupla co-rotacional CLEXTRAL BC 45. A configuração geométrica está descrita na tabela 6-1.

Tabela 6-1. Dimensões dos elementos das roscas do extrusor(mm)

	Parte 1	Parte 2	Parte 3	Parte 4	Zona de fundido	Elementos reversíveis
Distância entre os eixos	45	45	45	45	45	45
Ráio externo da rosca	28	28	28	28	28	28
Comprimento de um elemento de rosca	400	200	150	150	50	50
Passo da rosca	50	35	25	15	15	15
Largura do fio na base	27	19.5	12.5	6	6	6
Largura do fio na ponta	13	8	6	3	3	3
No. de ranhuras axiais por volta						3
Comprimento das ranhuras axiais						10

Fonte : TAYEB et alli. (1988)

A distribuição de temperatura no cilindro do extrusor está descrita na figura 6-1.

Z=0	Z=0.2	Z=0.4	Z=0.6	Z=0.75	Z=1.0
30 °C	60 °C	100 °C	130 °C	170 °C	

Figura 6-01. Distribuição da temperatura no cilindro do extrusor

Usando o algoritmo descrito na figura 6-2, obtiveram-se dados por simulação para diferentes condições de processamento.

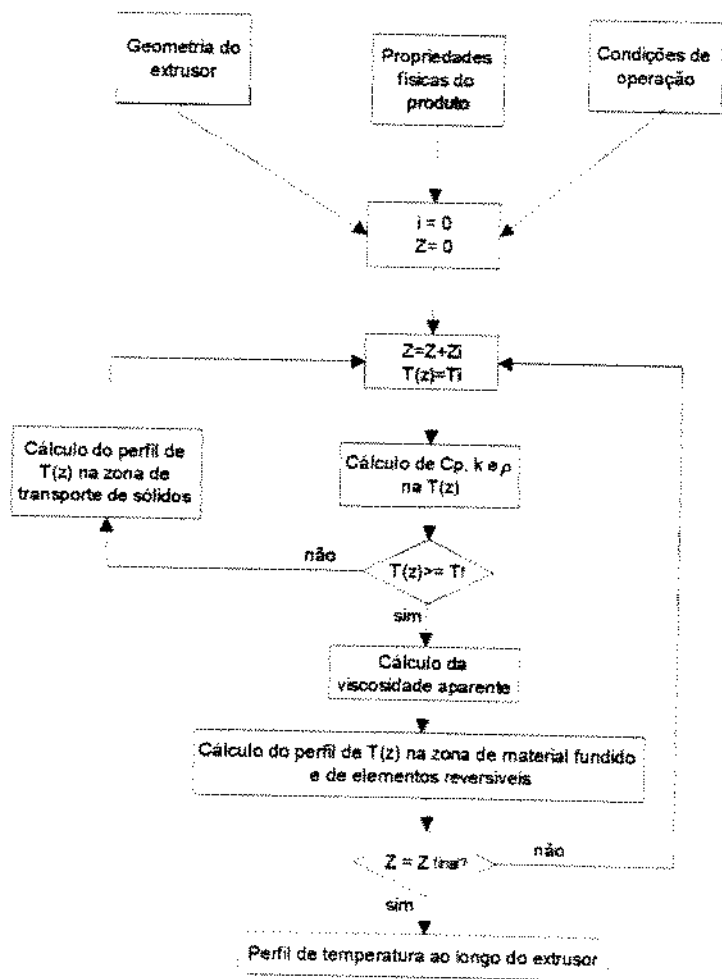


Figura 6-2. Procedimento para calcular o perfil de temperatura por computador.

O resultado do perfil de temperatura ao longo do extrusor é mostrado na figura 6-3.

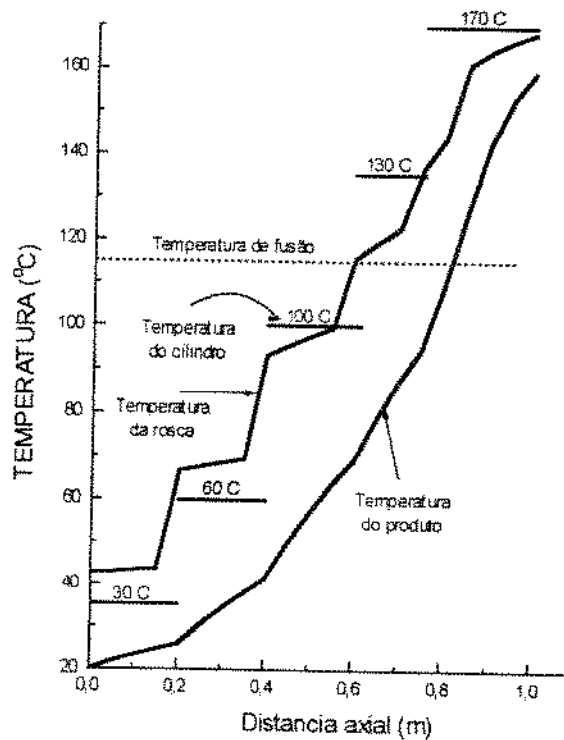


Figura 6-3. Resultado da simulação do perfil de temperatura nas seguintes condições: $f = 0,4$; $p=400000$ Pa; $Nu=25$; $\dot{q}=30\text{kg/h}$; $T_m=20^\circ\text{C}$; 100 rpm; $Nu_c = 70$; Umidade = 25%; $h_e = 800$ ($\text{W/m}^2\text{C}$).

6.2 Propriedades Térmicas

Os valores das propriedades térmicas do produto (calor específico, condutividade térmica) foram preditas usando as equações de CHOI & OKOS (1987), e estes foram calculadas considerando a porosidade do produto.

Vários pesquisadores (TAYEB et alii, 1988; YACU, 1985; CHANG & HALEK, 1991; VAN ZUILICHEM et alii, 1990; BOUVIER et alii, 1987; MOHAMED & OFOLI, 1990; BARRES et alii, 1991; TAYEB, 1986), com o intuito de simplificar os cálculos consideram as propriedades físicas do produto, no processo de extrusão, como valores constantes, o que poderia ser causa de falta de exatidão dos cálculos.

Entre tanto, as propriedades termofísicas do produto são influenciadas pelo conteúdo de umidade e a temperatura do produto.

As figuras 6-04 e 6-05, mostram que, mantendo-se constante as condições de extrusão foram mudadas a umidade inicial do produto, observa-se que, as propriedades termofísicas são incrementadas assim como se incrementa a temperatura e o conteúdo de umidade do produto no processo de extrusão, consequentemente, o fluxo térmico aumentará com a elevação da condutividade térmica.

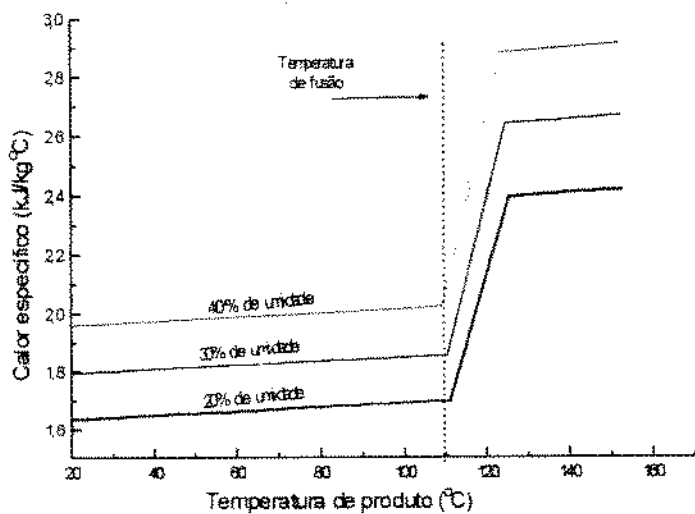


Figura 6-4. Influência da temperatura no calor específico do sólido poroso a vários conteúdos de umidade, nas seguintes condições: 150 rpm; $f = 0,4$; $Nu = 25$; $Nu_c = 70$; $p = 500000$ Pa; $h_e = 800$ W/m²°C.

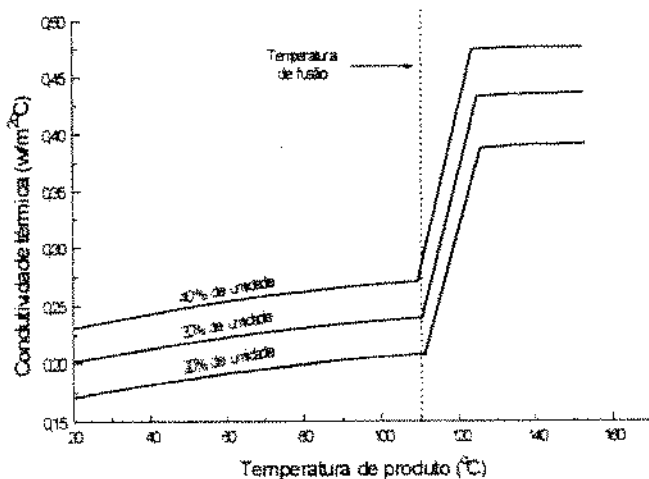


Figura 6-5. Influência da temperatura na condutividade térmica do produto a vários conteúdos de umidade, nas seguintes condições: 150 rpm; $f = 0,4$; $Nu = 25$; $Nu_c = 70$; $p = 500000$ Pa; $h_e = 800$ W/m²°C.

Após a temperatura de fusão, as propriedades térmicas, aumentam rapidamente, essa mudança ocorre devido a que nessa zona a porosidade do produto é mínima, passando de um sólido poroso a uma massa plástica. Além disso, o incremento da pressão pode influenciar estas propriedades.

6.3. Simulação na zona de transporte de sólidos

6.3.1. Influência dos parâmetros de ajuste

Os valores dos parâmetros das equações de transferência de calor : fator de atrito (f), a pressão gerada pelos fios da rosca no produto (p) e o coeficiente de Nusselt (Nu) são difíceis de determinar, dependendo das propriedades do material, configuração geométrica e condições de escoamento e podem variar numa ampla faixa de valores.

TAYEB et alii (1988) determinaram valores de $f = 0.4$; $p = 500000$ Pa; e $Nu = 25$, ajustando o modelo aos valores experimentais para o processo de extrusão de amido, sendo estes valores os que ofereciam uma melhor qualidade de ajuste.

Para gases e fluidos, em operações convencionais, os valores de Nu , podem ser deduzidos a partir dos números de Reynolds e de Prandtl através de correlações encontrados na bibliografia. BARRES et alii (1991) mencionam que, para fluidos altamente viscosos, como polímeros fundidos, outras relações envolvendo os números de Brinkman e Graetz podem ser utilizados.

Existe um vazio nos dados, referentes à transferência de calor convectivo para pós sólidos movidos continuamente. Por esta razão, os valores de Nu deveriam ser encontrados em função de resultados experimentais e correlacionados em função das variáveis do processo, entanto que, como uma tentativa de aproximação, considera-se no modelo apresentado no item 5.3,

onde a transferência de calor do cilindro ao produto está determinada, por dois coeficientes de transferência de calor h_1 (coeficiente de transferência de calor da rosca ao produto) e h_2 (coeficiente de transferência de calor do cilindro ao produto), variam ao longo do extrusor e o valor de Nu é considerada aproximadamente constante.

Na figura 6.6, são apresentados os valores de h_1 ao longo do extrusor para diversas velocidades da rosca. Na simulação supõe-se que o valor de Nu é constante (TAYEB, 1986), definido este em função da espessura (eq. 5.35).

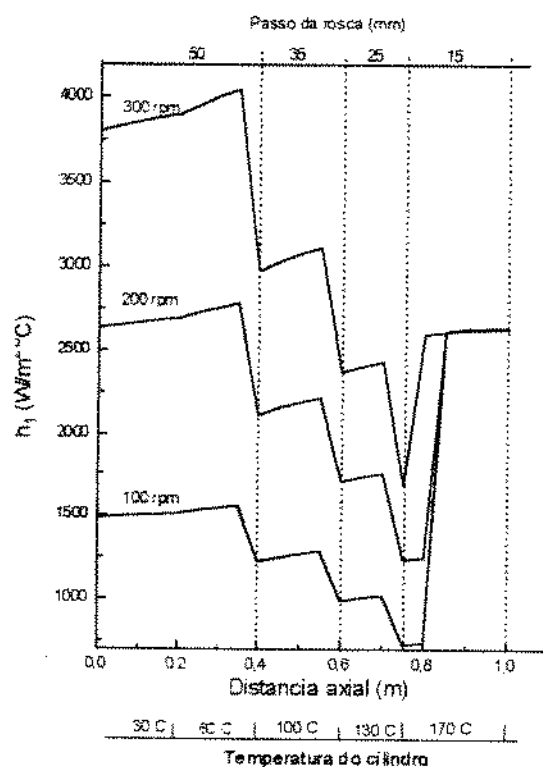


Figura 6-6. Variação de h_1 ao longo do extrusor, a simulação foi nas seguintes condições: $Nu=25$; $Nuc=70$; $f = 0,4$; $p = 400000$ Pa; Umidade = 25%; $h_e = 800(W/m^2 \cdot ^\circ C)$; $\dot{g} = 30kg/h$

O valor de h_1 varia ao longo da zona de transporte de sólidos, com uma queda de, aproximadamente, 50% do valor inicial, mas na zona de fundido o valor permanece constante, porque a espessura da camada que é igual a profundidade do canal (h), não muda mais.

A variação de h_1 na zona de transporte de sólidos é justificada pela variação do valor da camada de sólidos E no canal da rosca do extrusor (ver figura 6-13), a medida em que o passo da rosca é menor, o valor de E aumenta e, consequentemente o valor de h_1 diminui; a queda é de aproximadamente, 50% do valor inicial. No entanto, na seção onde o passo da rosca é constante o valor de h_1 tem um pequeno aumento pela influência do aquecimento do cilindro.

Outro aspecto observado na simulação é que a mudança da velocidade da rosca influi fortemente no valor de h_1 ; porque um aumento na rotação provoca um decréscimo no valor da espessura da camada de sólidos (E). Sublinhemos que isto é consequência da suposição que Nu seja aproximadamente constante.

Na transferência de calor do cilindro para o material, considera-se um coeficiente de transferência global, h_2 , definido pela equação 5-34, onde se consideram em série a condutância convectiva (h_1) com a condutância da camada de sólido mais aderida a superfície interna do cilindro (h_e). Sendo $h_e > h_1$, podem-se observar as mesmas tendências em relação a h_1 , porém as variações são menores.

YACU (1985) e MOHAMED & OFOLI (1990) utilizaram um valor constante de $h_2 = 500 \text{ W/m}^2\text{°C}$ ao longo do extrusor. No caso simulado, h_2 não é constante, variando ao longo do extrusor, tal como é mostrado na figura 6-7, reduzindo cerca de 30% do seu valor inicial, na medida em que a camada de sólido aumenta.

INCROPERA & DE WITT (1990) mencionam que o valor de Nu é considerado como um parâmetro que proporciona uma medida de transferência convectiva de calor. Desta maneira, o valor de h_1 , k_s e E estão mudando constantemente ao longo de extrusor, se o valor de Nu permanece aproximadamente constante.

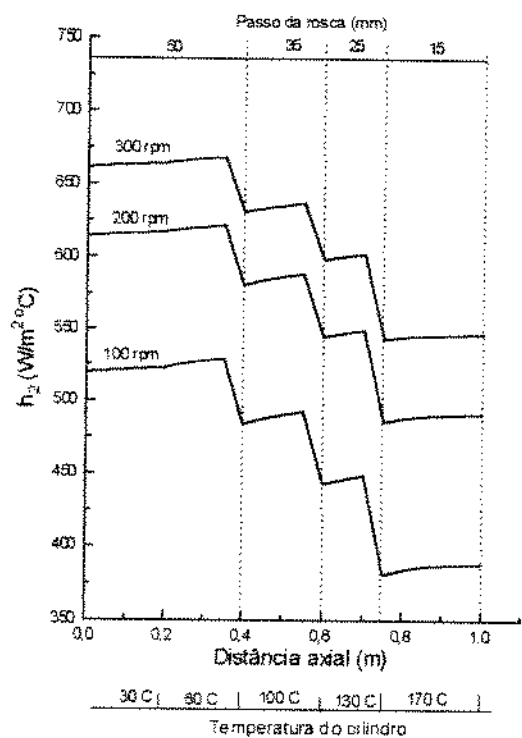


Figura 6-07. Variação do h_2 ao longo do extrusor, a simulação foi nas seguintes condições: $Nu=25$; $Nuc=70$; $f = 0,4$; $p = 400000$ Pa; Umidade = 25%; $h_e = 800$ (w/m² °C); $\dot{g} = 30$ kg/h

A faixa de variação de temperatura do produto com valores inferiores e superiores de fator de atrito (f), número de Nusselt (Nu) e pressão de atrito no fio da rosca (p) é mostrada na figura 6-8. . A diferença é, aproximadamente, de 25°C entre as curvas com as seguintes condições $f=0,3$; $Nu=15$; $p=300000$ Pa e $f=0,5$; $Nu=25$; $p=500000$ Pa.

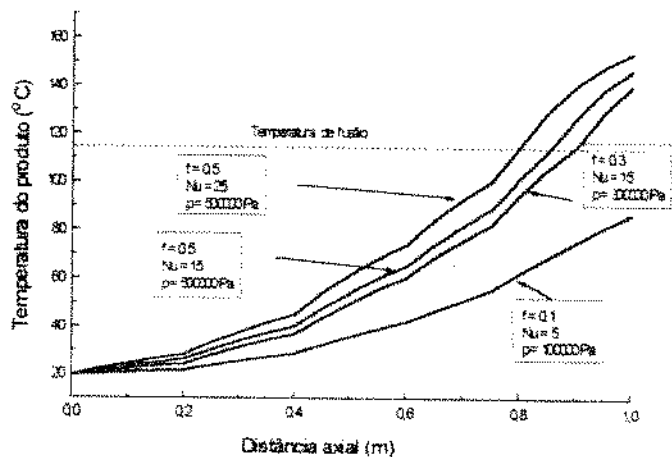


Figura 6-08. - Influência dos parâmetros de ajuste (f , Nu , p) na predição do perfil de temperatura ao longo do extrusor. Com os seguintes parâmetros constantes: Umidade = 25%; $h_e = 800$ (W/m² °C); $\dot{g} = 30$ kg/h

Mostram as figuras 6-9, 6-10 e 6-11 a variação de temperatura com a variação de cada parâmetro de ajuste individualmente.

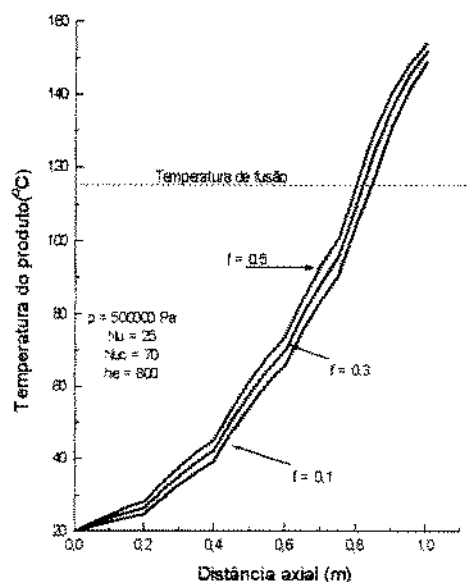


Figura 6-9. Influência do valor de f na predição de perfil de temperatura. Com os seguintes parâmetros constantes: Umidade = 25%; $he = 800(\text{W}/\text{m}^2 \text{ } ^\circ\text{C})$; $\dot{g} = 30\text{kg}/\text{h}$

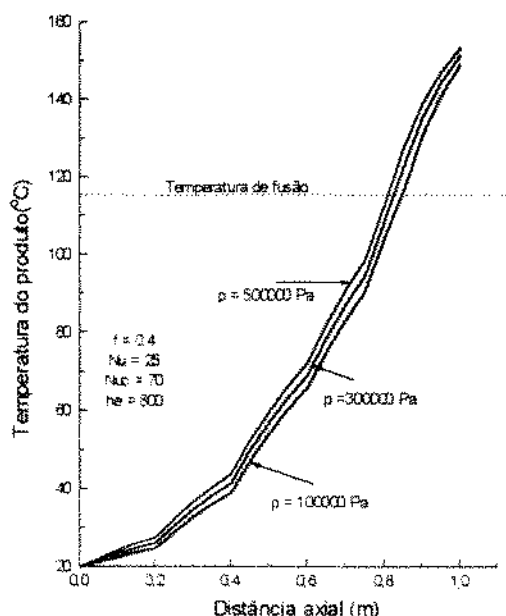


Figura 6-10. Influência do valor de p na predição de perfil de temperatura. Com os seguintes parâmetros constantes: Umidade = 25%; $he = 800(\text{W}/\text{m}^2 \text{ } ^\circ\text{C})$; $\dot{g} = 30\text{kg}/\text{h}$

O fator de atrito (f) e a pressão (p) são valores de ajuste, presentes, no cálculo da constante, denominada Temperatura gerada por atrito (T_{at}). Pode-se afirmar que T_{at} influi na temperatura do produto ao longo da zona de transporte de sólidos e tem o mesmo perfil a diferentes valores de f e p . Para maiores valores de $f = 0,5$ e $p = 500000$ Pa, o valor de T_{at} é maior portanto a temperatura do produto também é incrementada. Este valor representa o aumento de temperatura por atrito das partes metálicas, assim pode-se observar-se que tem uma pequena influência no perfil de temperatura.

A influencia do número de Nu pode ser analisada pela figura 6-11. Esta mostra que a valores de Nu menores ($Nu = 5$), a transferência de calor é bastante menor e o produto não atinge a temperatura de fundido.

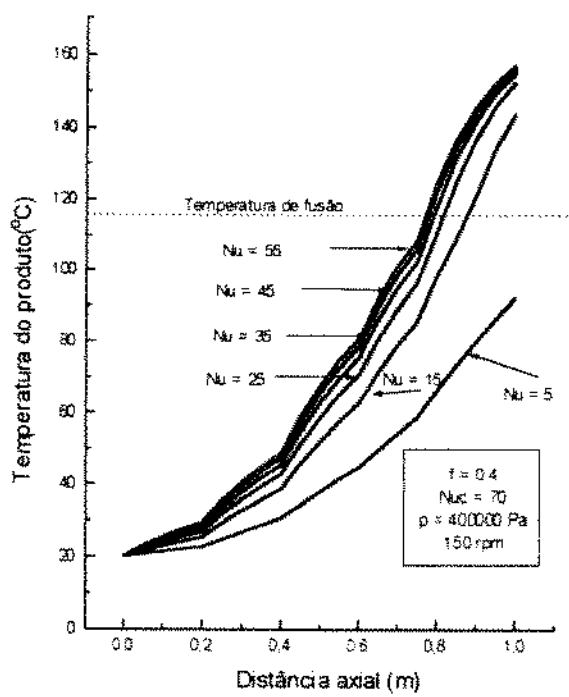


Figura 6-11. Influência do valor de Nu na zona de transporte de sólidos, na predição do perfil de temperatura. Com os seguintes parâmetros constantes:
Umidade = 25%; $h_e = 800(W/m^2 \text{ } ^\circ C)$; $\dot{g} = 30kg/h$

A medida em que o valor de Nu é incrementado, observa-se que a transferência de calor é maior, e consequentemente, o produto atinge temperaturas maiores, nos mesmos valores de Z , sendo que a variação do

incremento de temperatura tende a ser cada vez menor a medida em que o valor de Nu cresce.

Pode-se observar que a partir de $Nu \geq 35$ não se observa grande variação no perfil de temperatura. Os escassos dados da bibliografia mencionam uma faixa adequada de número de Nusselt entre 15 e 25. O número de Nusselt deve ser função do diâmetro de partícula, entre outras variáveis.

6.3.2.- Influência das variáveis do processo

i) Velocidade da rosca (rpm)

A influência da velocidade da rosca sobre a temperatura do produto, com vazão mássica de alimentação constante ($\dot{Q} = 30\text{kg/h}$), é mostrada na figura 6-12.

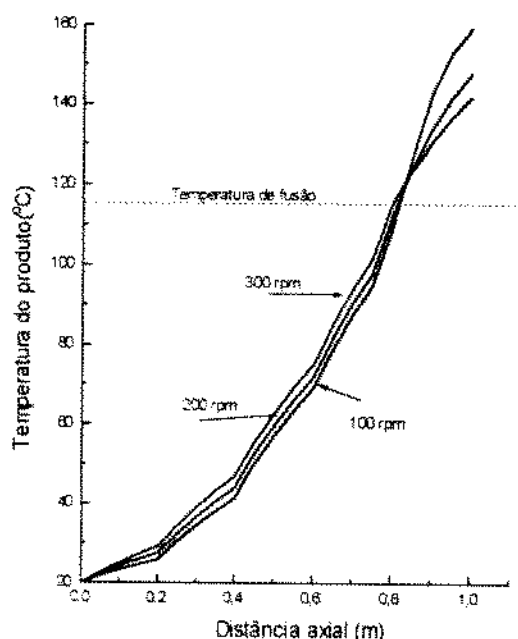


Figura 6-12. Influência da velocidade da rosca no perfil de temperatura do produto. Com os seguintes parâmetros constantes: Umidade = 25%; $h_e = 800(\text{W/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C})$; $\dot{Q} = 30\text{kg/h}$; $f = 0,4$; $p = 400000 \text{ Pa}$; $Nu = 20$

A velocidade de rosca maior (300 rpm), permite um aquecimento no produto maior na zona de transporte, do que a velocidade de 100 rpm. Esta diferença é devida à geração de atrito mecânico maior, em velocidades maiores.

Além disso, a diferença de temperatura em diferentes velocidades, também pode ser influenciada pela formação da camada de sólidos E, na parte inferior dos canais da rosca a diferentes valores de RPM (figura 6-13).

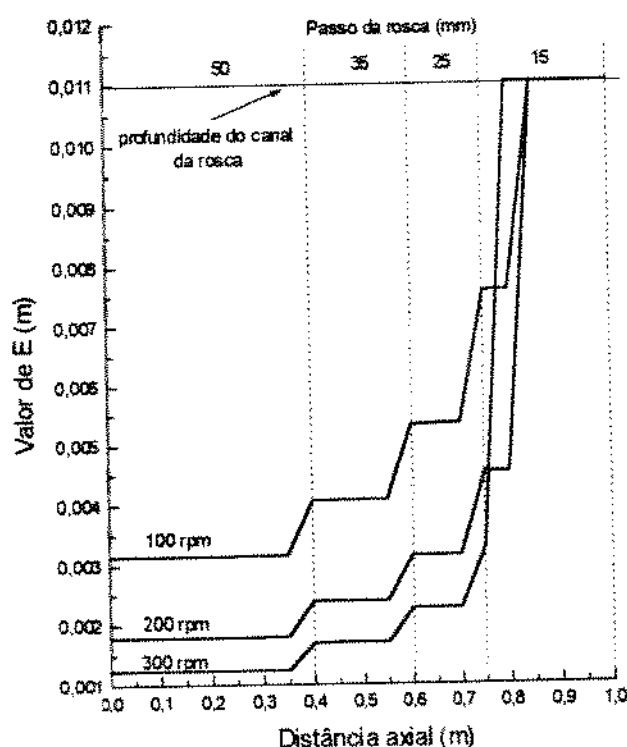


Figura 6-13. Formação da camada de sólidos E, a diferentes velocidades de rosca. Com os seguintes parâmetros constantes: Umidade = 25%; $h_e = 800(\text{W/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C})$; $\dot{g} = 30\text{kg/h}$; $f = 0,4$; $p = 400000 \text{ Pa}$; $Nu = 20$

A formação da camada de sólido E, no fundo do canal, é influenciada fortemente pela velocidade da rosca. Para uma maior velocidade da rosca, o valor de E é menor, e a menor velocidade da rosca, maior é a espessura da camada E. Este valor se incrementa à medida em que o passo de rosca diminui.

A maiores velocidades da rosca, a camada de sólidos E atinge o ponto de fusão pouco antes ($z=0,75m$), que as velocidades menores ($z=0,90m$), devido ao incremento de temperatura que funde o sólido mais longe da matriz de saída, que pode provocar reações co-laterais ao processo, tais como perda de nutrientes, reações de oxidação, etc.

Tal como se mencionou, a evolução da temperatura do produto na zona de transporte de sólidos é influenciada pelo fenómeno de atrito, de modo que, a maior velocidade maior será o atrito, gerando mais energia na forma de calor que aquece á rosca do extrusor, além do calor transferido desde o cilindro (figura 6-14) de maneira que em algumas zonas a temperatura da rosca é maior que a temperatura do cilindro, podendo este atuar o cilindro como resfriador de rosca. Somente no último setor a temperatura do cilindro seria maior que a temperatura da massa metálica.

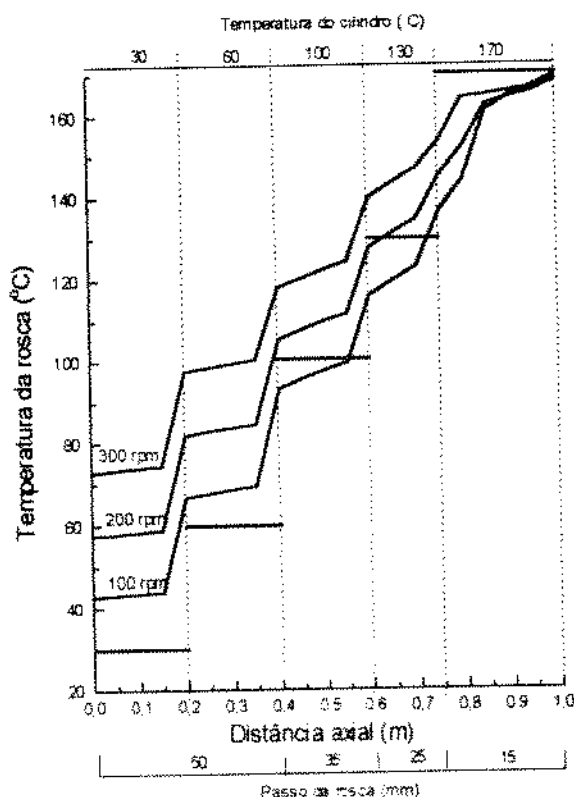


Figura 6-14. Influência da velocidade da rosca na temperatura da rosca do extrusor. Com os seguintes parâmetros constantes: Umidade = 25%; $h_e = 800(W/m^2 \text{ } ^\circ C)$; $\dot{q} = 30kg/h$; $f = 0,4$; $p = 400000 \text{ Pa}$; $Nu = 25$.

Os perfis de desenvolvimento da temperatura da rosca são muito semelhantes às velocidades de 100, 200 e 300 rpm. A energia térmica proveniente do cilindro influi no incremento da temperatura da rosca; a medida em que aumenta a temperatura do cilindro, também aumenta a temperatura da rosca, porém pode-se observar que a valores de $Z > 0.60$ este incremento tem uma tendência quase linear, chegando até a valores constantes máximos de 160°C aproximadamente.

TAYEB et alli (1988) mostram na simulação resultados com tendências semelhantes, no entanto, BARRES et alli (1991) mostram resultados diferentes a este trabalho, e esta, pode ser explicada pelas diferenças no modelo matemático usados para a simulação. Os resultados matemáticos mostram uma tendência lógica mostrado na figura 6-14.

ii) Influência da vazão mássica de alimentação do produto

A variação de alimentação do produto no processo de extrusão ($\dot{m}=20$; $\dot{m}=30$; $\dot{m}=40$; $\dot{m}=50$; $\dot{m}=70$ kg/h), mantendo as outras condições constantes gera uma diferença de temperatura no produto fundido de aproximadamente 30°C (figura 6-15). Pode observar-se que a valores de $\dot{m}=70$ kg/h, o produto já não atinge à temperatura de fusão.

A uma velocidade de alimentação menor, $\dot{m}=20$ kg/h, o produto aquece mais do que o produto alimentado a $\dot{m}=70$ kg/h. Isto pode ser explicado pela capacidade de enchimento nos canais das roscas (figura 6-16), pois a maior velocidade de alimentação do produto, maior será o volume do sólido no canal, ou seja, a espessura do sólido e, conseqüentemente, o aquecimento será menor com outras condições de processo constantes.

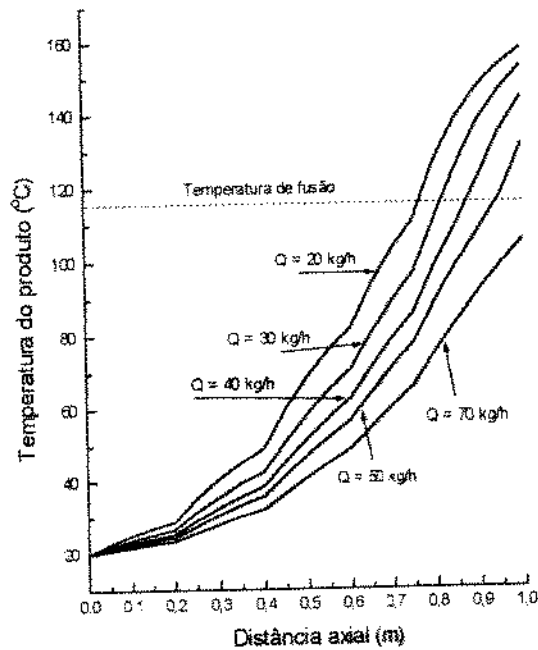


Figura 6-15. Influência da velocidade de alimentação no perfil de temperatura do produto ao longo do extrusor. Com os seguintes parâmetros constantes: Umidade = 25%; $h_e = 800(W/m^2 \text{ } ^\circ C)$; 150 rpm; $f = 0,4$; $p = 400000 \text{ Pa}$; $Nu = 20$.

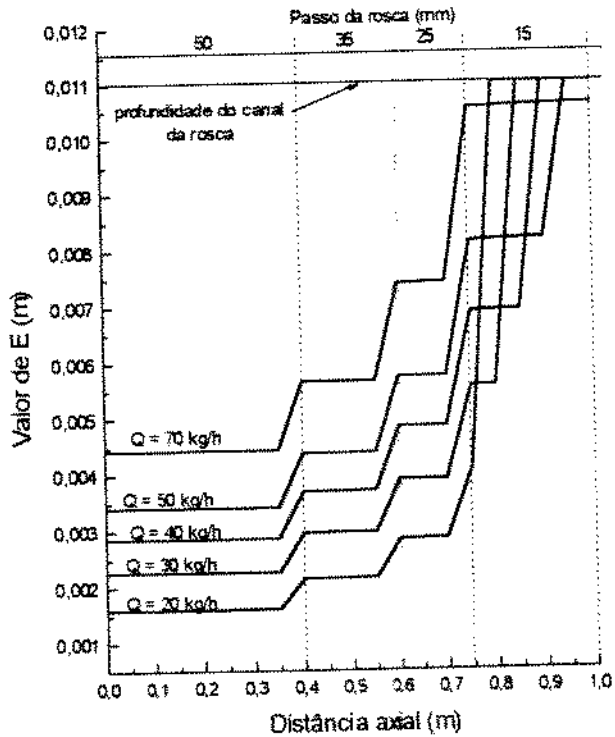


Figura 6-16. Influência da velocidade de alimentação na formação do valor da camada E no canal da rosca. Com os seguintes parâmetros constantes: Umidade = 25%; $h_e = 800(W/m^2 \text{ } ^\circ C)$; 150 rpm; $f = 0,4$; $p = 400000 \text{ Pa}$; $Nu = 20$.

BARRES et alii (1991) e DE LA VALLE et alii (1985) reportam comportamento semelhante na queda de temperatura. A diferença é ,aproximadamente, de 15°C, quando a velocidade de alimentação fora modificada de 20 a 40 kg/h.

iii) Conteúdo de umidade

O conteúdo de umidade não tem muita influência no valor de T_m (figura 6-17). Os perfis de temperatura do sólido são semelhantes para produtos com diferentes conteúdos de umidade. Não existem dados na bibliografia sobre a influencia do conteúdo de umidade sob o perfil de temperatura do produto ao longo do extrusor.

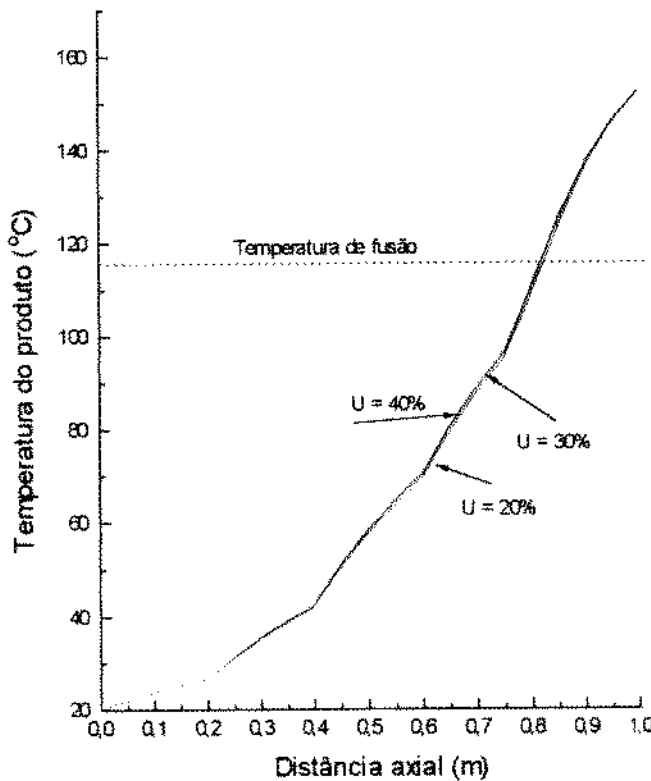


Figura 6-17. Influência da umidade do produto no perfil de temperatura ao longo do extrusor. Com os seguintes parâmetros constantes: $\dot{g}=30\text{kg/h}$; $h_e = 800(\text{W/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C})$; 150 rpm; $f = 0,4$; $p = 400000 \text{ Pa}$; $Nu = 20$.

6.4 Simulação na zona de fundido e elementos reversíveis da rosca

6.4.1 Influência do valor de Nusselt (Nu_c)

Na zona de fundido considerou-se um valor de Nusselt diferente da zona de transporte de sólidos, ao que foi denominado, Nusselt convectivo (Nu_c). A influência da variação deste parâmetro é mostrada na figura 6-18.

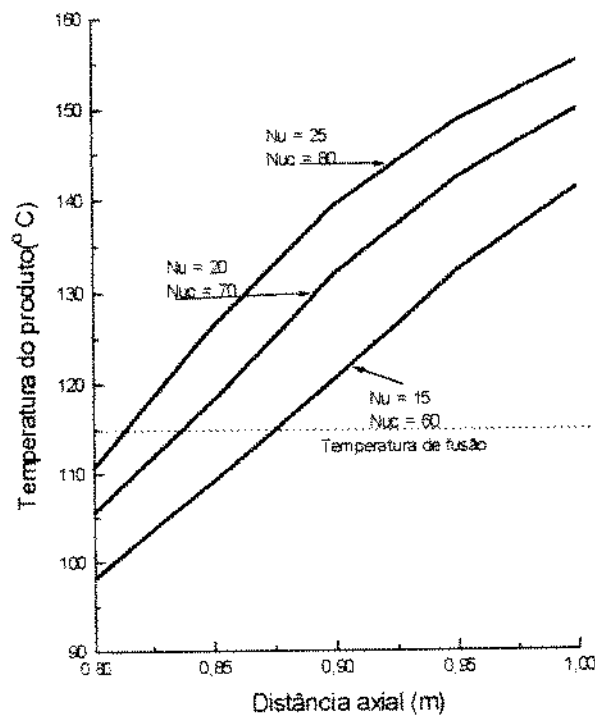


Figura 6-18. Influência do valor de Nu e Nuc no perfil de temperatura na zona de fundido e elementos reversíveis de rosca. Com os seguintes parâmetros constantes: $\dot{q}=30\text{kg/h}$; $h_e = 800(\text{W/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C})$; 150 rpm; $f = 0,4$; $p = 400000 \text{ Pa}$; Umidade = 25%.

Foram testados vários conjuntos de número de Nusselt na zona de transporte (15, 20 e 25) para diversos valores de Nusselt na zona de fundido (60, 70 e 80), sempre tentando ajustar a variação de temperatura obtida por TAYEB(1986) em um sistema similar, utilizando amido.

Pode-se observar que os diversos conjuntos de Nu e Nu_c testados dão a mesma variação de temperatura, na seção. Entretanto a temperatura final é bem diferente e é basicamente função da temperatura de entrada na zona de fundido que é função do Nu na zona de transporte.

TAYEB et alli (1988) e DELLA VALLE et alli (1992) consideram somente um valor de Nusselt tanto na zona de transporte como na zona de fundido. De acordo com a definição de Nusselt, a transferência de calor convectivo na zona de fundido é maior, pelo que se consideram valores de Nu maiores (60, 70, 80), o que oferecem resultados lógicos no perfil de temperatura do produto comparado com outros valores de Nu_c .

6.4.2. Influência das variáveis do processo

i). Influência da velocidade da rosca

A influência da velocidade da rosca nesta zona é mostrada na figura 6-19, onde o canal da rosca está preenchido completamente e a evolução da temperatura é controlada pelo calor convectivo, o que significa que é menos efetivo a altas velocidades da rosca, mostrando a influencia do menor tempo de residência, e conseqüentemente, o aquecimento do produto é menor. Entretanto, este efeito poderia ser compensado, parcialmente, por um aumento no número de Nusselt, provocado pelo aumento do gradiente de velocidade dentro do extrusor.

A queda de temperatura na zona antes da matriz é de, aproximadamente, 20°C quando a velocidade da rosca muda de 100 rpm a 300 rpm, mantendo o Nu_c constante.

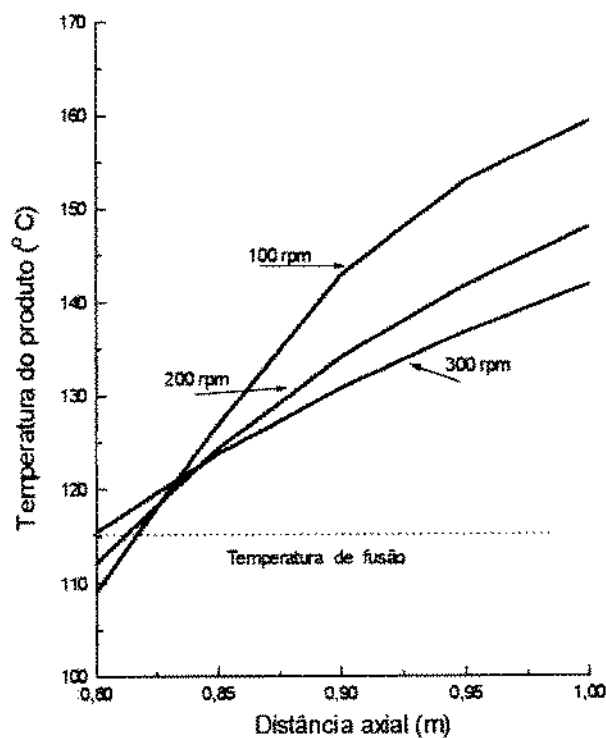


Figura 6-19. Influência da velocidade da rosca no perfil de temperatura na zona de fundido e elementos reversíveis da rosca. Com os seguintes parâmetros constantes: $\dot{Q}=30\text{kg/h}$; $h_e = 800(\text{W/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C})$; $Nu = 20$; $Nuc = 70$; $f = 0,4$; $p = 400000 \text{ Pa}$; Umidade = 25%.

ii) Conteúdo de umidade

Como já foi mencionado na zona de transporte, a variação do conteúdo de umidade não tem muita influência na elevação da temperatura ao longo do extrusor, no entanto, a influência é mostrada nas propriedades físicas do produto e nesta zona tem influencia na viscosidade aparente (figura 6-20), pois a temperatura afeta inversamente na variação da viscosidade aparente, tal como é mostrado na figura 6-21.

A medida em que o produto com umidade constante avança pela rosca, a viscosidade aparente diminui. A diminuição da viscosidade é de, aproximadamente, 50% do seu valor inicial, tanto para produtos com 20% e 40% de umidade. No entanto, o produto, que tem a maior umidade desenvolve uma menor viscosidade.

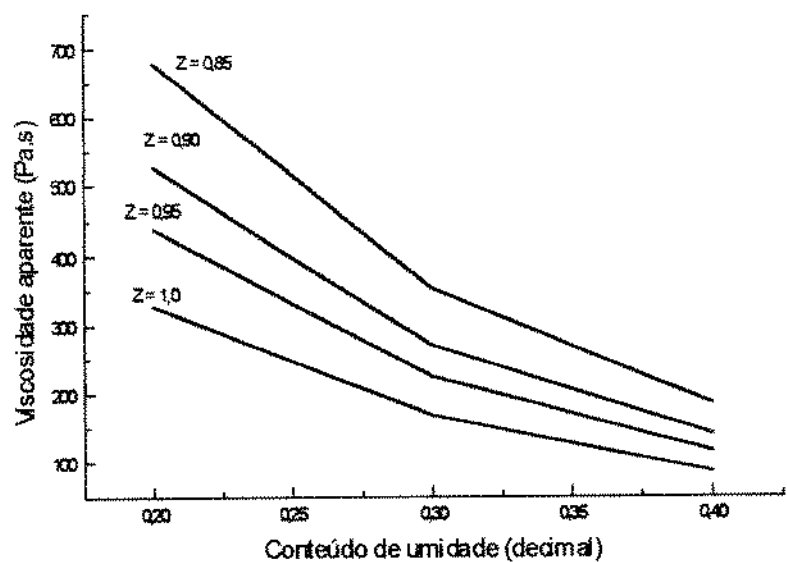


Figura 6-20. Influência do conteúdo de umidade na viscosidade aparente

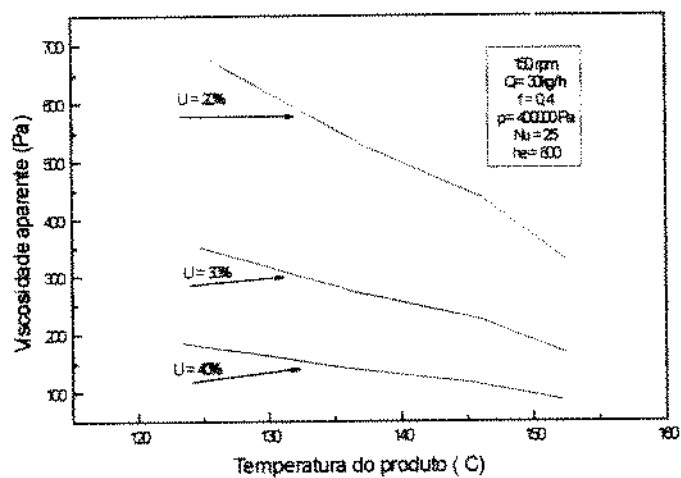


Figura 6-21. Influência da temperatura na viscosidade aparente do produto a diferentes conteúdos de umidade

À medida em que a temperatura aumenta as moléculas do produto ficam mais amolecidas e mais lubrificadas, fenômeno que se reflete na diminuição da viscosidade aparente do produto em cerca de 50% do seu valor inicial antes da saída pela matriz.

A viscosidade aparente influi na geração de energia por dissipação viscosa (figura 6-22). A mesma tendência apresentam os produtos extrusados a conteúdos de umidade de 30 e 40%.

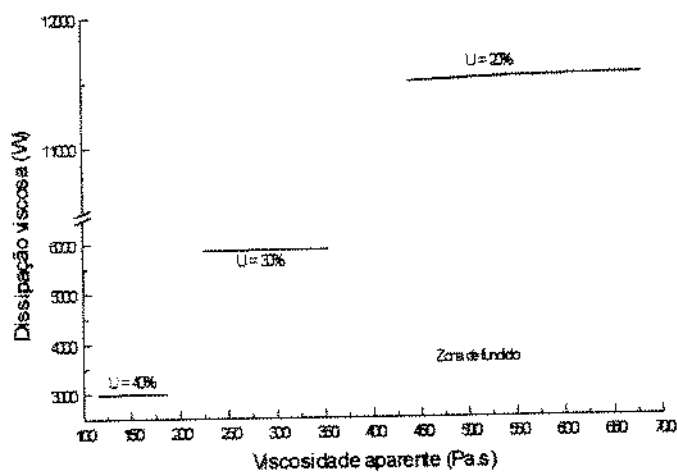


Figura 6-22. Influência da viscosidade aparente na geração da dissipação viscosa

O conteúdo de umidade no produto influencia na geração da dissipação viscosa; do mesmo modo, ao longo da zona de fundido, na seção de elementos reversíveis, esta geração é um pouco maior porque a taxa de deformação é maior, devido a geometria dos elementos reversíveis, o que influi na elevação desse valor (figura 6-23)

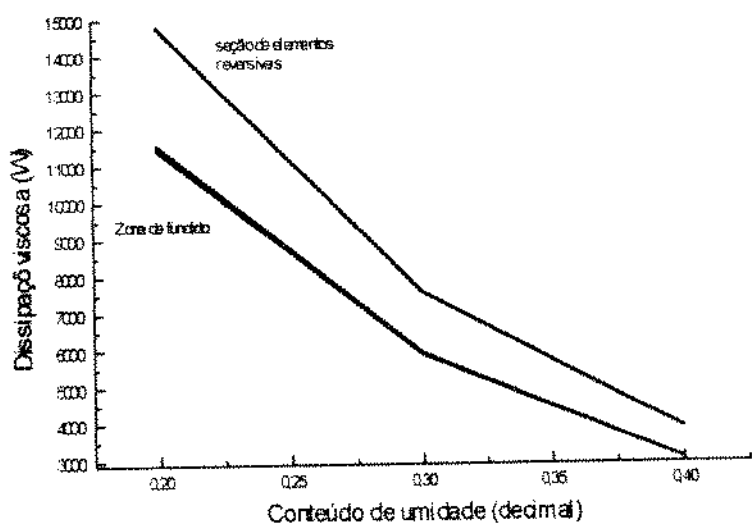


Figura 6-23. Influência do conteúdo de umidade na geração de energia por dissipação viscosa.

6.5.- Influência da distribuição de temperatura no cilindro

Foi simulado o perfil de temperatura mudando a distribuição de temperatura nas diversas seções do cilindro, tal como é mostrado na figura 6-24.

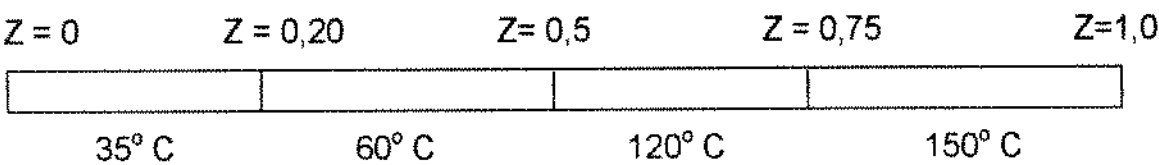


Figura 6-24.- Distribuição de temperaturas no cilindro

A influência da distribuição de temperaturas no cilindro sobre a temperatura do produto é mostrada na figura 6-25.

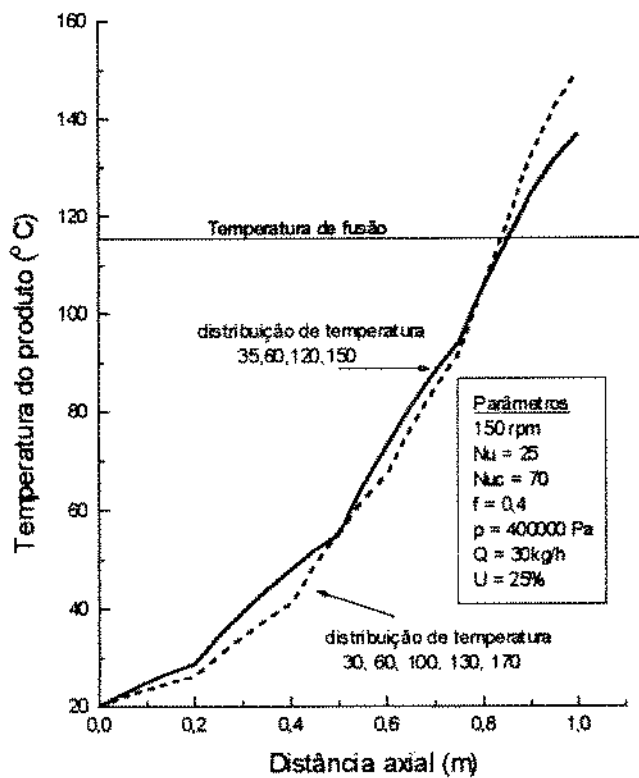
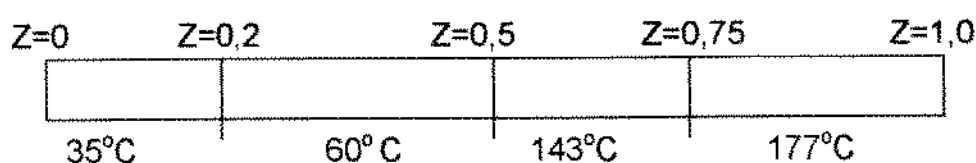


Figura 6-25. Influência da distribuição de temperatura de cilindro no perfil de temperatura do produto.

Quando a temperatura do cilindro na seção de $Z=0$ até $Z=0,20\text{m}$ é maior (35°C), a temperatura do produto é incrementada com relação a uma temperatura menor (30°C) na mesma seção. A medida em que Z avança até $Z=0,5\text{m}$ não existe diferença porque a temperatura do cilindro é igual nessa seção. Na seção de $Z=0,5$ até $Z=0,8\text{m}$ a diferença de temperatura é menor (5°C) em relação à diferença da temperatura dos cilindros ($\Delta T_c = 20^{\circ}\text{C}$); na seção $Z>0,8\text{m}$ a influência da temperatura do cilindro prevalece fortemente sendo esta diferença de 25°C aproximadamente para $\Delta T_c=20^{\circ}\text{C}$.

6.6. Comparação com valores experimentais

Para comparar os valores simulados no programa com valores experimentais, foram considerados os diversos dados obtidos por TAYEB (1986). O autor menciona valores experimentais para amido, e que foram obtidos no mesmo tipo de extrusor e com as mesmas configurações de rosca, variando a distribuição de temperatura, com o seguinte esquema:



Os valores da temperatura registrados foram:

$Z=0,15$,	$T = 27^{\circ}\text{C}$;	$Z=0,65$,	$T = 90^{\circ}\text{C}$
$Z=0,35$,	$T = 45^{\circ}\text{C}$;	$Z=0,90$,	$T = 140^{\circ}\text{C}$

As propriedades termofísicas consideradas do produto foram:

Calor específico, $C_p = 1700 \text{ J/kg } ^\circ\text{C}$;
 Condutividade térmica = $0,2 \text{ W/m } ^\circ\text{C}$;
 Índice de consistência = $36,0 \text{ (Pa.s}^n\text{)}$;
 Energia de Ativação = $0,528 \text{ kJ/mol}$;
 Densidade global = 700 kg/m^3 ;
 Coeficiente de umidade (b) = $-1,40$ (eq. 3-18);
 Índice de comportamento do fluido = $0,36$.

Os valores experimentais foram obtidos nas seguintes condições de processo:

Velocidade da rosca = 210 rpm
 Conteúdo de umidade = 30%
 Velocidade de alimentação = 30 kg/h

Os valores experimentais e os valores simulados do perfil de temperatura do amido extrusado é mostrado na figura 6-26.

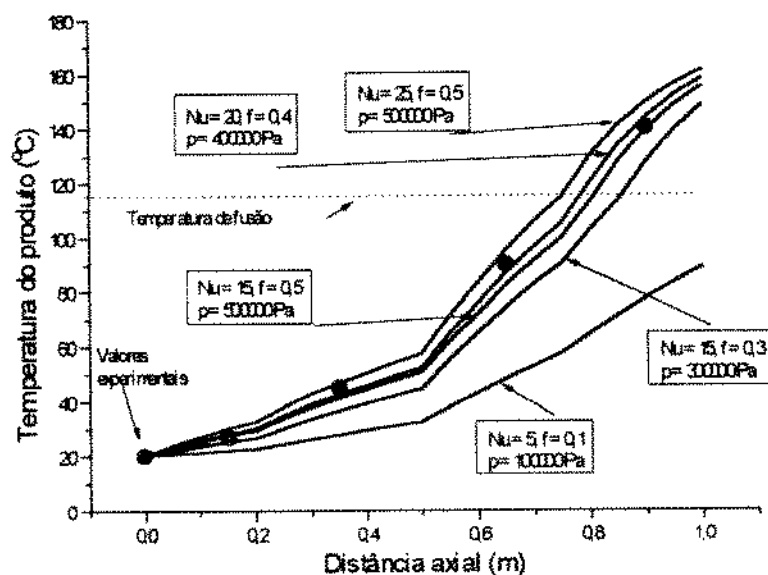


Figura 6-26. Valores experimentais e valores obtidos por simulação para amido a 210 rpm

Os valores que mostram uma melhor aproximação aos dados experimentais são :

$$Nu = 20; Nuc = 70; f = 0,4; p = 400000 \text{ Pa}; h_e = 800 \text{ W/m}^2\text{C}.$$

O valor de $p = 500000 \text{ Pa}$, determinado por TAYEB (1986), é diferente ao determinado por este modelo, no entanto os valores de f ($f = 0,4$).e de Nu ($Nu = 20$) são iguais.

Observação : Os resultados da simulação que foram usadas para esta discussão encontra-se no disco anexo, e a relação das condições de simulação então no anexo D.

CAPÍTULO VII

CONCLUSÕES E SUGESTÕES

O objetivo básico deste trabalho foi o de estabelecer as relações matemáticas que permitem prever, através de um programa de computador, o perfil de temperatura do produto num processo de extrusão de farinha de soja desengordurada ou quaisquer outro produto e obtiveram-se as seguintes conclusões:

1. O modelo matemático desenvolvido mostra uma boa flexibilidade na predição do perfil de temperatura quando as condições de processamento e os parâmetros de ajuste são modificados.
2. As propriedades térmicas do produto, calor específico e condutividade térmica, dependem do conteúdo de umidade e da temperatura do produto e são afetadas fortemente pela porosidade do material.
3. Os parâmetros de ajuste, tais como: fator de atrito (f), pressão gerada pelos fios da rosca no produto (p) e o coeficiente de Nusselt (Nu), têm faixas ($Nu = 15 - 25$); $p = 300000 - 500000$ Pa; $f = 0,3 - 0,4$), respectivamente, onde a variação do perfil simulação de temperatura do produto é pequena. Entretanto para valores extremos destes parâmetros ($Nu = 5 - 55$; $p = 100000 - 500000$ Pa; $f = 0,1 - 0,5$), foi determinada uma variação considerável.
4. Na zona de transporte de sólidos, os valores dos coeficientes de transferência de calor h_1 e h_2 são fortemente influenciados pela velocidade rotacional da rosca, atingindo valores máximos iniciais ($h_1 = 3600$ W/m² °C; $h_2 = 680$ W/m² °C) a velocidades maiores (300 rpm) e valores iniciais menores ($h_1 = 1500$ W/m² °C; $h_2 = 520$ W/m² °C) a velocidades menores.

(100 rpm). Estes valores diminuem ao longo do extrusor pela formação crescente da camada E de sólidos à medida em que o passo da rosca diminui. No entanto, na zona do material fundido, o valor de h_c permanece constante, porque a camada E de produto atinge o seu valor máximo igual à profundidade do canal da rosca (h).

5. A velocidade da rosca, mantendo constantes os outros parâmetros, tem influência moderada no perfil de temperatura do produto. Esta variação é devida à geração de maior atrito mecânico a velocidades maiores (300 rpm) do que às menores (100 rpm). Esta tendência é invertida, após que o material é fundido. A evolução da temperatura é menor, o que significa uma transferência de calor menos efetiva quando as velocidades da rosca são altas (300 rpm), mostrando, a influencia de um menor tempo de residência. À velocidade menor (100 rpm), o tempo de residência é maior, e consequentemente o aquecimento do produto é maior.
6. A temperatura da rosca é influenciada fortemente pela velocidade de rotação da rosca na seção inicial, de maneira que na medida que se avança, a temperatura da rosca depende basicamente do calor transferido da camisa do cilindro. Entretanto a temperatura da rosca nunca atinge (165°C) a temperatura da camisa no setor final (170°C).
7. A vazão mássica de alimentação do produto, mantendo constante os outros parâmetros, tem uma forte influência na temperatura do produto, isto é, devido à formação da camada E de sólidos. Na alimentação menor ($\dot{Q} = 20\text{kg/h}$), o valor inicial de E é bastante menor ($E=0,0015\text{ mm}$), o que permite um aquecimento mais rápido, atingindo a temperatura de fusão pouco antes do que as outras vazões ($Z=0,75\text{ m}$). Enquanto que à velocidade maior de alimentação ($\dot{Q} = 50\text{ kg/h}$), o valor inicial de E é maior ($E=0,0035\text{ mm}$) o produto atinge a temperatura de fusão quase ao final do extrusor ($Z=0,95\text{ m}$). Já para velocidades de alimentação maiores ($\dot{Q}=70$

kg/h), não se atinge a temperatura de fusão ao longo do extrusor, portanto existe um limite máximo de alimentação possível.

8. Na simulação observa-se que o conteúdo de umidade não tem influência na evolução da temperatura do produto, ainda que tenha influencia nos parâmetros como C_p e k . Mas existe uma forte influencia na viscosidade aparente e na geração de energia por dissipação viscosa, sendo estes valores maiores, a conteúdo de umidades menores ($U = 20\%$).

Sugestões :

Para futuros trabalhos pode-se considerar as seguintes sugestões:

1. Avaliar este modelo matemático através de valores experimentais a diferentes condições de processamento e para outros materiais.
2. Completar as análises necessárias dos parâmetros na matriz e na saída da matriz do extrusor.
3. Com base nestes resultados, pode-se completar o programa para calcular a perda da nutrientes dos produtos e estabelecer as condições de processamento adequados para minimizar esta perda durante o processo de extrusão.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ARÊAS, J.A.G. Extrusion of food proteins. Critical Reviews in Food Science and Nutrition, England. Vol. 32. Nº4. p 365-392. 1992.
- ASP,N-G. Nutritional Aspects : What happens to the different materials at different temperatures?. In O'CONNOR COLM Extrusion technology for the food industry. England. Elsevier Applied Science Publishers LTD.. 1987 Chapter 2. p. 16-21.
- ASP N. -G & BJOERR I. The effect of extrusion cooking on nutritional value. In O'CONNOR COLM Extrusion technology for the food industry. England. Elsevier Applied Science Publishers LTD.. 1987. p. 162-174.
- BARRES C.; VERGNES B.; TAYEB J. An improved thermal model for the solid conveying section of a twin-screw extrusion cooker. Journal of Food Engineering. England. Nº 15. p. 167 - 185. 1991.
- BHATTACHARYA S. & PRAKASH M. Extrusion of blendas of rice and chick rea flours : A response Surface Analysis. Journal of Food Engineering. England. Vol. 21. p. 315 - 330 . 1994.
- BIRD R.B.; STEWART W.E.; LIGHTFOOT E.N. Transport phenomena. Singapore. Wiley International Edition. 1960. 780p.
- BOOY M. L. Geometry of full wiped Twin-Screw Equipement. Polymer Engineering and Science. Vol 18. Nº 12 p. 973 - 984. 1978
- BOUNIE D. Modelling of the flow pattern in a Twin-Screw extruder through residence - time distribution experiments. Journal of Food Engineering. England Nº 7 p. 223-246. 1988.
- BOUVIER J.M.; FAYARD G.;CLAYTON J.T. Flow rate and heat transfer modelling in extrusion cooking of soy protein. Journal of Food Engineering. England. p. 123 - 141. 1987.
- BRETAS R.E.S. & GRANADO C.J.F. Simulação da extrusão de PEAD e de blendes de PEAD/PELUAPM utilizando diferenças finitas. Polimeros : Ciência e tecnologia. Jul/set- 92. p. 37 - 42. 1992.

- BRUIN S.; VAN ZUILICHEM D.J.; STOLP W. A review of fundamental and engineering aspects of extrusion of biopolymers in single screw extruder. Journal of Foods Process Engineering. Connecticut. N°2. p.1-37. 1978.
- CHEREMISINOFF N.P. Polymer mixing and extrusion technology. New York. Marcerl Dekker INC. 1987. 453p.
- CHOI Y. & OKOS M.R. Effects of temperature and composition on thermal properties of foods. In LE MAGUER M. & JELIM P. Food Engineering and Process Applications. Unit operations. USA. Elsevier Applied Science Publishers. 1987 Vol. 1 .
- CLARK J.P. Texturization processes in the cereal foods industry. Food Technology. March. p. 91 - 93. 1986.
- COLONNA P.; DOUBLIER J.L.; MELCION, F; MERCIER C. Physical and Funtional properties of wheat starch after extrusion - cooking and drum-drying. In ZEUTHEN P.; CHEFTEL J.C.; ERIKSSON C.; JUL M.; LENIGER H.; LINKO P.; VARELA G.; VOS G. Thermal Processing and Quality of Foods. England. Elsevier Applied Science publishers Ltd. 1984. p. 96-105.
- DELLA VALLE G.; TAYEB J.; MELCION J.P. Relationship of extrusion variables with pressure and temperature during twin screw extrusion cooking of starch. Journal of food Engineering. England. N°6. p.423 - 444. 1987.
- DOLAN K.D. & STEFFE J.F. Back extrsion and simulation of viscosity development during starch gelatinization. Journal of Food Process Engineering. Connecticut. N° 11 p. 79 - 101. 1989.
- ELBIRLI B. & LINDT J.T. A note on the numerical treatment of the thermally developing flow in screw extruders. Polymer Engineering and Science. Vol.24 N° 7. p. 482 - 487. 1984.
- ELBIRLI B.; LINDT J.T. ; GOTTGETREN S.R.; BABA S.M. Mathematical modeling of melting of polymers in a single screw extruder. Polymer Engineering and Science. Vol 24 N° 12. p. 988 - 999. 1984.
- EL-DASH A. A. Application and control of thermoplastic extrusion of cereals for food and industrial uses. In cereal: a Renewable resource . American Association of cereal chemists. Minnesota. p. 165 - 216. 1981.

Referências bibliográficas

- FELLOWS P. Food Processing Technology. Principles and practice. England. Edt. Ellis Herwoods 1990. 505p.
- FLETCHER S.L.; MCMASTER T.J.; RICHMOND P.; SMITH A.C. Physical and Rheological Assessment of extrusion cooked maize. In ZEUTHEN P.; CHEFTEL J.C.; ERIKSSON C.; JUL M.; LENIGER H.; LINKO P.; VARELA G.; VOS G. Thermal Processing and Quality of Foods. England. Elsevier Applied Science publishers Ltd. 1984. p. 223-233.
- GANZEVELD K.J. & JANSEEN L.P.B.M. The mixing process explained. Extrusion communiqué. April-June, p. 13-15. 1991.
- GONZALES R.J.; TORRES R.L.; DE GREEF D.M. E GORDO N. A. Aplicación del método de la superficie de respuesta al estudio de la extrusión cocción de sémola de maíz. Revista Agroquímica e Tecnología de Alimentos. España. Vol.27 N° 2. p. 251 - 260. 1987.
- GONZALES R.J.; TORRES R.L.; DE GREEF D.M.; GORDO N.A. Y VELOCCI M.E. Influencia de las condiciones de extrusión en las características de las harinas de maíz para elaborar sopas instantaneas. Revista Agroquímica e Tecnología de Alimentos. España. Vol. 31. N° 1. p. 87-96. 1991.
- HARPER J.P.; SUTER D.A.; DILL C.W.; JONES E.R. Effects of heat treatment and protein concentration on the rheology of bovine plasma protein suspensions. Journal of Food Science. Vol. 43. p. 1204 - 1209. 1978.
- HARPER J.M. Extrusion texturization of foods . Food Technology. March p. 70 - 76. 1986a
- HARPER J.M. Processing Characteristics of food extruders. In LE MAGUER M. AND JELIM P. Food Engineering and Process Applications. Unit operations. USA. Elsevier Applied Science Publishers. 1986b Vol. 2 .p. 101 - 114.
- HARPER J.M. Recent Applications and research perspectives in the field of extrusion cooking. In ZEUTHEN P.; CHEFTEL J.C.; ERIKSSON C.; JUL M.; LENIGER H.; LINKO P.; VARELA G.; VOS G. Thermal Processing and Quality of Foods. England. Elsevier Applied Science publishers Ltd. 1984. p. 25 - 32.

Referências bibliográficas

- HAUCK B.W. & HUBER G.R. Single screw Vs Twin screw extrusion. The American Association of cereal chemists, Inc. Vol. 34, Nº 11. p. 931-939. 1989.
- HELMAN D. & SINGH R.P. Food process engineering. Avi publishing company, Inc. U.S.A. 1981. 416 p.
- IBARZ A.; GARVIN A.; COSTA J. Rheological Behaviour of sloe (*Prunus Spinosa*) fruit juices. Journal of Food Engineering. Great Britain. Nº27. p. 423-430. 1996.
- INCROPERA F. & DE WITT D. Fundamentos de transferência de calor e de massa. Traduzido por HORACIO MACEDO. Editora Guanabara Koogan S.A. Rio de Janeiro. Brasil. 1992. 455p.
- JAGER T.; SANTBULTE P.; VAN ZUILICHEM D.J. Residence time distribution in kneading extruders examined. Extrusion Communique. September. 1993.
- JANSSEN L.P.B.M. Models for cooking extrusion. In LE MAGUER M. AND JELIM P. Food Engineering and Process Applications. Unit operations. USA. Elsevier Applied Science Publishers. 1986 Vol. 2 .p. 115 - 129.
- JAO Y.C.; CHEN A.H.; LEWANDOWSKI D.; IRWIN W.E. Engineering Analysis of Soy Dough Rheology in extrusion. Journal of Food Process Engineering. Connecticut. Nº 2. p. 97-112. 1978.
- KIRBY A.R.; OLLETT A. -L.; PARKER R.; SMITH A.C. An experimental study of screw configuration effects in the twin-screw extrusion - cooking of maize gritz. Journal of Food Engineering. Great Britain. Nº8. p. 247-272. 1989.
- LEWIS M. J. Propiedades físicas de los alimentos y de los sistemas de procesado. Trad. de Terneros j.z. & Barrio j.P. Zaragoza. Editorial Acribia. S.A. 1993. 494p.
- LI Y. & HSIEH F. New melt conveying models for a single screw extruder. Journal of food process engineering. Connecticut. Nº17. p.299 - 324. 1994.
- LUE S.; HSIEH F.; HUFF H.E. Modeling of twin screw extrusion cooking of corn meal and sugar beet fiber mixtures. Journal of Food Engineering. Great Britain. Nº 3. p. 263- 289. 1994.

Referências bibliográficas

- LUSAS E.W. Characteristics and applications of twin-screw extruders. Paper presented at I Simpósio Brasileiro de extrusão de alimentos. Campinas. SP. Brasil. 1995.
- MACKEY K.L.; OFOLI R.Y.; MORGAN R.G.; STEFFE J.F. Rheological modeling of potato flour during extrusion cooking. Journal of Food Process Engineering. Connecticut. N°12. p.1-11. 1989.
- MARTELLI F. Twin-screw extruders : A basic Understanding. England. Van Nostrand Reinhold Company Limited. 1983. 137p.
- MATOS CH. R.A. Evaluacion de modelos matemáticos de isothermas de Sorción en Oca (*Oxalis tuberosa* mol.), olluco (*Ullucus tuberosus* loz.) y algunos derivados. Lima, Perú 1992. 222p. Tesis (Magister Scientiae en Tecnologia de Alimentos) Facultad de Industrias Alimentarias. Universidad Nacional Agraria la Molina.
- MEUSER F.; & VAN LINGERICH B. System analitical model for the extrsion of starches. In ZEUTHEN P.; CHEFTEL J.C.;ERIKSSON C.; JUL M.; LENIGER H.; LINKO P.; VARELA G.; VOS G. Thermal Processing and Quality of Foods. England. Elsevier Applied Science publishers Ltd. 1984. p. 175-180.
- MILLAUER C. Extrusion cooking lines of breakfast cereal. Paper presented at : I Simpósio Brasileiro de extrusão de alimentos. Campinas. SP. Brasil. 1995.
- MILLER R. C. Unit operations and equipment IV. Extrusion and extruders. In FAST R.B. & CALDWELL E.F. Breakfast cereal and how they are made. Minnesota. American association of cereal chemists. 1991. Chapter 6. p.135-193.
- MITCHEL & ARÉAS. Structural changes in biopolymers during extrusion. In KOKINI J.L.; HO CHI-TANG; KARWE M. Food Extrusion Science and Technology. USA. Marcel Dekker, Inc. 1992. Chapter 22, p.345-360.
- MOHAMED I.O.; OFOLI R.Y. Prediction of temperature profiles in twin screw extruders. Journal of Food Engineering. Great Britain. N° 2 . p.145-164. 1990.

Referências bibliográficas

- MOHAMED I.O.; OFOLI R.Y.; MORGAN R.G. Modeling the average shear rate in a co-rotating twin screw extruders. Journal of Food Process Engineering. Connecticut. N°12. p.227-246. 1990.
- MORGAN R.G.; STEFFE J.F.; OFOLI R.Y. Extrusion of protein doughs. Journal of Food Process Engineering. Connecticut. N°11. p.55-78. 1989.
- MORGAN R.G. Modeling the effects of temperature-time history, temperature, shear rate and moisture on viscosity of defatted soy flour dough. Texas, 1979. 150p. Ph.D. Dissertation. Agricultural Engineering, Texas A&M University.
- MOSCICKI L. & RZEDZICKI Z. Physical properties of extrusion cooked broad beans. In SPIESS W.E.L. AND SCHUBERT H. Engineering and Food : Advanced processes New York. Elsevier Applied Science 1990. Vol. 3 p. 385 - 394.
- NESS J. N. & LIANG J.Z. A study of rheological properties and crystallization behavior for HDPE melts during extrusion. Journal of Applied Polymer Science. N° 48 p. 557-561. 1993.
- RAUWENDAL C. Conceitos sobre projetos de roscas para extrusão. Polimeros: Ciência e tecnologia. jun/mar. - 93. pp. 37 - 44. 1993.
- RAO N. S. Design formulas for plastics engineers. Vienna. Carl Hanser Verlag. 1991. 135p.
- REMSEN C.H. & CLARK J.P. A viscosity model for a cooking dough. Journal of Food Process Engineering. Connecticut. N°2. p.39-64. 1978.
- RICHBURG L.L. & WHITTAKER A. D. Response surface characterization of a twin screw extruder. In SPIESS W.E.L. AND SCHUBERT H. Engineering and Food : Advanced processes New York. Elsevier Applied Science 1990. Vol. 3 p. 332-340.
- SINGH B. & MULVANEY S.J. Modeling and process control of twin screw cooking food extruders. Journal of Food Engineering. Great Britain. N° 23 p. 403 - 428. 1994.
- SINGH P. & HELDMAN D.. Introduction to Food Engineering. USA Academic Press, Inc. 1993. 499p.

Referências bibliográficas

- STEFFE JAMES F. Rheological methods in food process engineering. Michigan. Michigan State University. 1992. 228p.
- STRAND S.R. & SPALDING M.A. Modeling of the solids. Conveying Section of a starve fed single screw plastificating extruder. Plastics Engineering. July 92 p. 17 - 21. 1992.
- SWEAT VINCENT D. Thermal properties of foods In RAO M.A. & RIVZI S.H. Engineering Properties of Foods. New York. Marcel Dekker, Inc. 1986. Chapter 2. p. 49-88.
- TAMURA M.S.; HENDERSON J.M.; POWELL R.L. SHOEMAKER C.F. Analysis of the helical screw rheometer for fluid food. Journal of Food Engineering. Connecticut. N° 16. p. 93-126. 1993.
- TAYEB JEAN Approche théorique et expérimentale de la cuisson-extrusion de L'amidon. Nantes, 1986. 186p. These pour obtenir le titre docteur en Science et genie des materiaux. L'ecole Nationale Supérieure de Mines de Paris.
- TAYEB J.; VERGNES B.; DELLA VALLE G. A basic model for a twin-screw extruder. Journal of Food Science. Vol. 53. N°4 p. 1047-1056. 1988.
- TAYEB J.; DELLA VALLE G.; BARRES C. VERGNES B. Simulation of transport phenomena in twin screw extruders. Food Extrusion Science and Technology. USA. Marcel Dekker, Inc. 1992. Chapter 3, p.41-70.
- TOLEDO R. T. Fundamentals of food process engineering. 2da. Ed. New York. Van Nostrand Reinhold. 1991. 602p.
- VAN ZUILICHEM D.J. & STOLP W. Survey of the present extrusion cooking techniques in the food and confectionery industry. In O'CONNOR COLM Extrusion technology for the food industry. England. Elsevier Applied Science Publishers LTD.. 1987 Chapter 1. p. 1-15.
- VAN ZUILICHEM D.J. Basic principles of heat transfer in an extruder. In SPIESS W.E.L. AND SCHUBERT H. Engineering and Food : Advanced processes New York. Elsevier Applied Science 1990. Vol. 3 p. 425 - 436.
- VAN ZUILICHEM D.J.; JAGER T.; DE RUIJ J.A. SPAANS E. -J. The influence of a cornel valve on the degree of fill in a co-rotating twin screw extruder. Journal of Food Engineering. Great Britain. N° 10 p. 241-254. 1989.

Referências bibliográficas

- VAN ZUILICHEM D.; VAN DER L.E.; KUIPER B.; The development of a heat transfer model for twin screw extruders. Journal of Food Engineering. Great Britain. N° 11. p. 187-207. 1990.
- VAN ZUILICHEN D.J.; STOLP W.; JANSSEN L.P.B.M. Engineering Aspects of single and twin screw extrusion cooking of biopolymers. In JOWITT RONALD. Extrusion cooking technology. New York. Elsevier Applied Science Publishers Ltd. 1984a . 212p.
- VAN ZUILICHEM D. J.; ALBLAS B.; REINDERS P.M.; STOLP W. A comparative study of the operational characteristics of single and twin screw extruders. In ZEUTHEN P.; CHEFTEL J.C.; ERIKSSON C.; JUL M.; LENIGER H.; LINKO P.; VARELA G.; VOS G. Thermal Processing and Quality of Foods. England. Elsevier Applied Science publishers Ltd. 1984b. p. 33 - 43.
- VESSA J. A. Processing Characteristics of kneading single screw Vs corotating twin screw cereal extrusion. The american Association of Cereal Chemists, Inc. Vol. 35, N° 12, p. 1162 - 1165. 1990.
- WIEDMAN W. & STROBEL E. Processing and economic advantages of extrusion cooking in comparison with conventional process in the food industry. In O'CONNOR COLM Extrusion technology for the food industry. England. Elsevier Applied Science Publishers LTD.. 1987. p. 132-169.
- XUEWU Z.; XIN L.; DEXIANG G.; WEI Z.; TANG X.; YONGHONG M. Rheological models for xanthan gum. Journal of Food Engineering. Great Britain . p. 203 - 209. 1995.
- YACU W.A. Modeling a twin screw co-rotating extruder. Journal of Food Engineering. Connecticut. N° 18 p. 1-21. 1985.
- YACU W.A. Modeling a twin screw co-rotating extruder In ZEUTHEN P.; CHEFTEL J.C.; ERIKSSON C.; JUL M.; LENIGER H.; LINKO P.; VARELA G.; VOS G. Thermal Processing and Quality of Foods. England. Elsevier Applied Science publishers Ltd. 1984. p. 62-78.
- YACU W.A. Process Instrumentation and control in food extruders. The Americam Association of Cereal Chemists, Inc. Vol 35, N°9. p. 919 - 926. 1990.

ANEXO A

Valores reproduzidos de viscosidade aparente da farinha de soja
desengordurada, usando a equação 3-20

Nº	Taxa de deformação (s ⁻¹)	Temperatura (K)	Umidade (%)	Viscosidade Aparente (Pa.s)
1	60,0	393	25	650,41
2	410,0	393	25	156,55
3	60,0	433	25	287,46
4	410,0	433	25	69,19
5	60,0	393	35	334,52
6	410,0	393	35	80,11
7	60,0	433	35	147,09
8	410,0	433	35	35,40
9	30,0	413	30	545,90
10	800,0	413	30	48,75
11	155,0	373	30	354,06
12	155,0	453	30	68,36
13	155,0	413	20	295,06
14	155,0	413	40	69,45
15	155,0	413	30	143,67

ANEXO B

Tabela B-01 Valores estimados da densidade, condutividade térmica e calor específico da farinha de soja desengordurada sem porosidade, com 5% de umidade a várias temperaturas, através da equação de CHOI & OKOS (1987).

Tabela B-02 Valores estimados da densidade, condutividade térmica e calor específico da farinha de soja desengordurada sem porosidade, com 20% de umidade a várias temperaturas, através da equação de CHOI & OKOS (1987).

Tabela B-03 Valores estimados da densidade, condutividade térmica e calor específico da farinha de soja desengordurada sem porosidade, com 25% de umidade a várias temperaturas, através da equação de CHOI & OKOS (1987).

Tabela B-04 Valores estimados da densidade, condutividade térmica e calor específico da farinha de soja desengordurada sem porosidade, com 30% de umidade a várias temperaturas, através da equação de CHOI & OKOS (1987).

Tabela B-05 Valores estimados da densidade, condutividade térmica e calor específico da farinha de soja desengordurada sem porosidade, com 35% de umidade a várias temperaturas, através da equação de CHOI & OKOS (1987).

Tabela B-06 Valores estimados da densidade, condutividade térmica e calor específico da farinha de soja desengordurada sem porosidade, com 40% de umidade a várias temperaturas, através da equação de CHOI & OKOS (1987).

Tabela B-01 . Valores estimados da densidade, condutividade térmica e calor específico da farinha de soja desengordurada sem porosidade, com 5% de umidade a várias temperaturas, através da equação de CHOI & OKOS (1987).

Fração mássica		TEMPERATURA (°C)						
		20	30	70	100	130	160	200
Água =	0,05	0,00005021	0,00005031	0,00005107	0,00005209	0,00005353	0,00005546	0,00005900
Proteína =	0,52	0,00039408	0,00039563	0,00040197	0,00040686	0,00041187	0,00041700	0,00042405
Gordura =	0,02	0,00002180	0,00002190	0,00002231	0,00002263	0,00002295	0,00002329	0,00002375
Carboidra=	0,3	0,00018834	0,00018870	0,00019019	0,00019132	0,00019246	0,00019362	0,00019518
Fibra =	0,03	0,00002300	0,00002307	0,00002333	0,00002353	0,00002374	0,00002394	0,00002423
Cinzas =	0,07	0,00002895	0,00002898	0,00002912	0,00002922	0,00002932	0,00002943	0,00002956
Densidade da mistura (kg/m³)=		1415,66	1411,24	1392,77	1378,09	1362,64	1346,36	1323,15

Cálculo da condutividade Térmica (W/m°C)

k_água	=	0,04291088	0,04386876	0,04705359	0,04881369	0,05007063	0,05083701	0,05108032
k_proteína	=	0,11248488	0,11849348	0,13950898	0,15205908	0,16181474	0,16874052	0,17351323
k_gordura	=	0,00387149	0,00302100	-0,00041635	-0,00302846	-0,00566608	-0,00832506	-0,01189407
k_carboidratos	=	0,06063384	0,06368057	0,07345325	0,07826027	0,08092352	0,08146466	0,07893200
k_fibra	=	0,00674202	0,00709513	0,00829447	0,00896943	0,00945143	0,00974034	0,00982546
k_cinza	=	0,01460748	0,01509233	0,01676540	0,01774231	0,01848322	0,01899023	0,01930606
k_total	=	0,241	0,251	0,285	0,303	0,315	0,321	0,321

Cálculo do calor específico (J/kg°C)

Cp_água	=	208,919371	209,056153	210,150591	211,546096	213,434179	215,814841	219,755291
Cp_proteína	=	1056,56348	1062,50840	1084,922691	1100,299720	1114,447875	1127,367155	1142,68128
Cp_gordura	=	40,2349136	40,4815656	41,276142	41,670440	41,891910	41,940550	41,73656
Cp_carboidratos	=	475,702212	480,698727	497,120847	505,69530	511,062207	513,221568	511,11120
Cp_fibra	=	56,4795492	56,9889657	58,747578	59,77353	60,548334	61,071989	61,37952
Cp_cinza	=	79,0243524	80,2182129	84,478217	87,13201	89,321909	91,047914	92,62764
Cp_total	=	1916,92	1929,95	1976,70	2006,12	2030,71	2050,46	2069,29

Tabela B-02 . Valores estimados da densidade, condutividade térmica e calor específico da farinha de soja desengordurada sem porosidade, com 20% de umidade a várias temperaturas, através da equação de CHOI & OKOS (1987)

Fração mássica		TEMPERATURA (°C)						
		20	30	70	100	130	160	200
Água =	0,20	0,00020086	0,00020123	0,00020429	0,00020835	0,00021411	0,00022185	0,00023598
Proteína =	0,44	0,00033497	0,00033629	0,00034167	0,00034583	0,00035009	0,00035445	0,00036044
Gordura =	0,017	0,00001853	0,00001862	0,00001897	0,00001923	0,00001951	0,00001980	0,00002019
Carboidra=	0,25	0,00016009	0,00016040	0,00016166	0,00016262	0,00016359	0,00016458	0,00016591
Fibra =	0,025	0,00001955	0,00001961	0,00001983	0,00002000	0,00002018	0,00002035	0,00002059
Cinzas =	0,059	0,00002461	0,00002463	0,00002475	0,00002484	0,00002492	0,00002501	0,00002513
Densidade da mistura (kg/m³)=		1318,22	1314,45	1296,73	1280,62	1261,98	1240,63	1207,37

Cálculo da condutividade Térmica (W/m°C)

k_água	=	0,15982884	0,16343992	0,17523477	0,18144482	0,1854881	0,18737905	0,186443
k_proteína	=	0,08903091	0,09381152	0,11040496	0,12010864	0,12738257	0,13216589	0,13458107
k_gordura	=	0,00306425	0,00239173	-0,00032949	-0,00239212	-0,00446041	-0,00652060	-0,00922533
k_carboidratos	=	0,04799121	0,05041603	0,05812961	0,06181633	0,06370399	0,06380713	0,06122157
k_fibra	=	0,00533626	0,00561723	0,00656410	0,00708479	0,00744028	0,00762911	0,00762086
k_cinza	=	0,01156171	0,01194863	0,01326784	0,01401432	0,01455022	0,01487409	0,01497425
k_total	=	0,317	0,328	0,363	0,382	0,394	0,399	0,396

Cálculo do calor específico (J/kg°C)

Cp_água	=	835,677485	836,224613	840,602366	846,184383	853,736716	863,259364	879,021166
Cp_proteína	=	898,07896	903,13214	922,184287	935,254762	947,280694	958,262082	971,27909
Cp_gordura	=	34,1996766	34,4093308	35,084720	35,419874	35,608123	35,649468	35,476076
Cp_carboidrato	=	404,34688	408,593918	422,55272	429,84101	434,402876	436,238333	434,44452
Cp_fibra	=	48,0076168	48,4406208	49,935441	50,8075005	51,466084	51,911190	52,172592
Cp_cinza	=	67,1706995	68,185481	71,806484	74,0622085	75,923623	77,390727	78,733494
Cp_total	=	2287,48	2298,99	2342,17	2371,57	2398,42	2422,71	2451,13

Tabela B-03 . Valores estimados da densidade, condutividade térmica e calor específico da farinha de soja desengordurada sem porosidade, com 25% de umidade a várias temperaturas, através da equação de CHOI & OKOS (1987)

Fração mássica		TEMPERATURA (°C)						
		20	30	70	100	130	160	200
Água =	0,25	0,00025107	0,00025154	0,00025537	0,00026044	0,00026764	0,00027732	0,00029498
Proteína =	0,416	0,00031526	0,00031650	0,00032158	0,00032549	0,00032949	0,00033360	0,00033924
Gordura =	0,016	0,00001744	0,00001752	0,00001785	0,00001810	0,00001836	0,00001863	0,00001900
Carboidra=	0,24	0,00015067	0,00015096	0,00015215	0,00015306	0,00015397	0,00015490	0,00015615
Fibra =	0,024	0,00001840	0,00001845	0,00001866	0,00001882	0,00001899	0,00001915	0,00001938
Cinzas =	0,056	0,00002316	0,00002318	0,00002329	0,00002337	0,00002346	0,00002354	0,00002365
Densidade da mistura (kg/m³)=		1288,65	1285,07	1267,59	1251,12	1231,66	1208,98	1173,16

Cálculo da condutividade Térmica (W/m°C)

k_água	=	0,19530493	0,19973359	0,2141214	0,22158202	0,22628831	0,22824899	0,22644892
k_proteína	=	0,08191434	0,08631975	0,10157561	0,11043971	0,11700842	0,12121832	0,12307481
k_gordura	=	0,00281931	0,00220073	-0,00030314	-0,00219955	-0,00409715	-0,00598048	-0,00843659
k_carboidratos	=	0,04415510	0,04638982	0,05348084	0,05684002	0,05851588	0,05852186	0,05598732
k_fibra	=	0,00490971	0,00516864	0,00603915	0,00651445	0,00683434	0,00699718	0,00696930
k_cinza	=	0,01063754	0,01099441	0,01220678	0,01288615	0,01336523	0,01364204	0,01369400
k_total	=	0,340	0,351	0,387	0,406	0,418	0,423	0,418

Cálculo do calor específico (J/kg°C)

Cp_água	=	1044,59686	1045,28077	1050,75296	1057,73048	1067,17089	1079,07421	1098,77646
Cp_proteína	=	845,25078	850,00672	867,938153	880,239776	891,558300	901,893724	914,14502
Cp_gordura	=	32,1879309	32,3852525	33,020913	33,336352	33,513528	33,552440	33,389248
Cp_carboidratos	=	380,56177	384,558982	397,696678	404,55624	408,849766	410,577254	408,88896
Cp_fibra	=	45,1836394	45,5911726	46,998062	47,818824	48,438667	48,857591	49,103616
Cp_cinza	=	63,2194819	64,1745703	67,582574	69,705608	71,457527	72,838331	74,102112
Cp_total	=	2411,00	2422,00	2463,99	2493,39	2520,99	2546,79	2578,41

Tabela B-04 . Valores estimados da densidade, condutividade térmica e calor específico da farinha de soja desengordurada sem porosidade, com 30% de umidade a várias temperaturas, através da equação de CHOI & OKOS (1987)

		TEMPERATURA (°C)						
Fração mássica		20	30	70	100	130	160	200
Água =	0,30	0,00030128	0,00030184	0,00030644	0,00031253	0,00032117	0,00033278	0,00035398
Proteína =	0,39	0,00029556	0,00029672	0,00030148	0,00030514	0,00030890	0,00031275	0,00031804
Gordura =	0,015	0,00001635	0,00001643	0,00001673	0,00001697	0,00001722	0,00001747	0,00001781
Carboidra=	0,225	0,00014125	0,00014153	0,00014264	0,00014349	0,00014435	0,00014522	0,00014639
Fibra =	0,0225	0,00001725	0,00001730	0,00001750	0,00001765	0,00001780	0,00001796	0,00001817
Cinzas =	0,0525	0,00002171	0,00002174	0,00002184	0,00002191	0,00002199	0,00002207	0,00002217
Densidade da mistura (kg/m³)=		1260,38	1256,98	1239,73	1222,95	1202,75	1178,91	1140,82

Cálculo da condutividade Térmica (W/m°C)

k_água	=	0,22922451	0,23444034	0,25129881	0,2599119	0,26517362	0,2670857	0,26424977
k_proteína	=	0,07511001	0,07915556	0,09313433	0,10120615	0,10712118	0,11081539	0,11220277
k_gordura	=	0,00258512	0,00201808	-0,00027795	-0,00201566	-0,00375094	-0,00546724	-0,00769133
k_carboidratos	=	0,04048729	0,04253965	0,04903641	0,05208778	0,05357128	0,05349952	0,05104158
k_fibra	=	0,00450188	0,00473966	0,00553728	0,00596980	0,00625684	0,00639668	0,00635366
k_cinza	=	0,00975391	0,01008192	0,01119236	0,01180877	0,01223587	0,01247128	0,01248431
k_total =		0,362	0,373	0,410	0,429	0,441	0,445	0,439

Cálculo do calor específico (J/kg°C)

Cp_água	=	1253,51623	1254,33692	1260,90355	1269,27657	1280,60507	1294,88905	1318,53175
Cp_proteína	=	792,42261	796,88130	813,692018	825,224790	835,835906	845,525366	857,01096
Cp_gordura	=	30,1761852	30,3611742	30,957106	31,252830	31,418932	31,455413	31,30242
Cp_carboidratos	=	356,776659	360,524045	372,840635	379,27148	383,296655	384,916176	383,33340
Cp_fibra	=	42,3596619	42,7417243	44,060683	44,8301475	45,411250	45,803992	46,03464
Cp_cinza	=	59,2682643	60,1636597	63,358663	65,3490075	66,991432	68,285935	69,47073
Cp_total =		2534,52	2545,01	2585,81	2615,20	2643,56	2670,88	2705,68

Tabela B-05 . Valores estimados da densidade, condutividade térmica e calor específico da farinha de soja desengordurada sem porosidade, com 35% de umidade a várias temperaturas, através da equação de CHOI & OKOS (1987)

Fração mássica		TEMPERATURA (°C)						
		20	30	70	100	130	160	200
Água =	0,35	0,00035150	0,00035215	0,00035751	0,00036461	0,00037470	0,00038824	0,00041297
Proteína =	0,364	0,00027585	0,00027694	0,00028138	0,00028480	0,00028831	0,00029190	0,00029683
Gordura =	0,014	0,00001526	0,00001533	0,00001562	0,00001584	0,00001607	0,00001630	0,00001663
Carboidra=	0,21	0,00013184	0,00013209	0,00013313	0,00013392	0,00013472	0,00013553	0,00013663
Fibra =	0,021	0,00001610	0,00001615	0,00001633	0,00001647	0,00001661	0,00001676	0,00001696
Cinzas =	0,049	0,00002026	0,00002029	0,00002038	0,00002045	0,00002053	0,00002060	0,00002070
Densidade da mistura (kg/m³)=		1233,33	1230,08	1213,07	1196,02	1175,18	1150,30	1110,23

Cálculo da condutividade Térmica (W/m°C)

k_água	=	0,26168781	0,267662	0,28687727	0,29655384	0,30227572	0,30403721	0,30002297
k_proteína	=	0,06859781	0,07229792	0,08505611	0,09237922	0,09768734	0,10091742	0,10191391
k_gordura	=	0,00236099	0,00184324	-0,00025384	-0,00183986	-0,00342060	-0,00497891	-0,00698604
k_carboidratos	=	0,03697696	0,03885423	0,04478312	0,04754482	0,04885342	0,04872098	0,04636113
k_fibra	=	0,00411155	0,00432904	0,00505699	0,00544913	0,00570582	0,00582533	0,00577103
k_cinza	=	0,00890823	0,00920848	0,01022156	0,01077884	0,01115829	0,01135735	0,01133951
k_total	=	0,383	0,394	0,432	0,451	0,462	0,466	0,458

Cálculo do calor específico (J/kg°C)

Cp_água	=	1462,4356	1463,39307	1471,05414	1480,82267	1494,03925	1510,70389	1538,28704
Cp_proteína	=	739,59443	743,75588	759,445884	770,209804	780,113512	789,157009	799,87690
Cp_gordura	=	28,1644395	28,3370959	28,893299	29,169308	29,324337	29,358385	29,215592
Cp_carboidratos	=	332,991548	336,489109	347,984593	353,98671	357,743545	359,255098	357,77784
Cp_fibra	=	39,5356844	39,892276	41,123304	41,841471	42,383834	42,750392	42,965664
Cp_cinza	=	55,3170467	56,152749	59,134752	60,992407	62,525336	63,733540	64,839348
Cp_total	=	2658,04	2668,02	2707,64	2737,02	2766,13	2794,96	2832,96

Tabela B-06 . Valores estimados da densidade, condutividade térmica e calor específico da farinha de soja desengordurada sem porosidade, com 40% de umidade a várias temperaturas, através da equação de CHOI & OKOS (1987)

Fração mássica		TEMPERATURA (°C)						
		20	30	70	100	130	160	200
Água =	0,4	0,00040171	0,00040246	0,00040858	0,00041670	0,00042822	0,00044371	0,00047197
Proteína =	0,338	0,00025615	0,00025716	0,00026128	0,00026446	0,00026771	0,00027105	0,00027563
Gordura =	0,013	0,00001417	0,00001424	0,00001450	0,00001471	0,00001492	0,00001514	0,00001544
Carboidra=	0,195	0,00012242	0,00012266	0,00012362	0,00012436	0,00012510	0,00012585	0,00012687
Fibra =	0,0195	0,00001495	0,00001499	0,00001516	0,00001530	0,00001543	0,00001556	0,00001575
Cinzas =	0,0455	0,00001882	0,00001884	0,00001893	0,00001899	0,00001906	0,00001913	0,00001922
Densidade da mistura (kg/m³)=		1207,41	1204,32	1187,53	1170,26	1148,84	1123,04	1081,23

Cálculo da condutividade Térmica (W/m°C)

k_água	=	0,29278665	0,29949192	0,32095777	0,33161694	0,33771455	0,33923754	0,3339274
k_proteína	=	0,06235933	0,06572757	0,077318	0,08393263	0,08867642	0,09148854	0,09216253
k_gordura	=	0,00214627	0,00167573	-0,00023075	-0,00167163	-0,00310508	-0,00451372	-0,00631760
k_carboidratos	=	0,03361416	0,03532320	0,04070891	0,04319761	0,04434706	0,04416890	0,04192518
k_fibra	=	0,00373764	0,00393562	0,00459692	0,00495089	0,00517950	0,00528106	0,00521885
k_cinza	=	0,00809809	0,00837162	0,00929164	0,00979329	0,01012902	0,01029622	0,01025452
k_total	=	0,403	0,415	0,453	0,472	0,483	0,486	0,477

Cálculo do calor específico (J/kg°C)

Cp_água	=	1671,35497	1672,44923	1681,20473	1692,36877	1707,47343	1726,51873	1758,04233
Cp_proteína	=	686,76626	690,63046	705,199749	715,194818	724,391119	732,788651	742,74283
Cp_gordura	=	26,1526938	26,3130176	26,829492	27,085786	27,229741	27,261358	27,128764
Cp_carboidratos	=	309,206438	312,454173	323,128551	328,70195	332,190435	333,594019	332,22228
Cp_fibra	=	36,711707	37,0428277	38,185926	38,8527945	39,356417	39,696793	39,896688
Cp_cinza	=	51,3658291	52,1418384	54,910841	56,6358065	58,059241	59,181144	60,207966
Cp_total	=	2781,56	2791,03	2829,46	2858,84	2888,70	2919,04	2960,24

ANEXO C

Cálculo de espessura da camada de material na zona de transporte de sólidos:
(TAYEB, 1986) :

$$\varphi - \text{sen } \varphi = \frac{g}{\rho N \rho_a R^2}$$

Esta equação foi obtida a partir da área da seção transversal do produto.

$$S = \frac{g}{\rho N \rho_a}$$

Cálculo de uma camada constante de espessura E_1 :

$$E_1 = \frac{D}{2} - \sqrt{\left(\frac{D}{2}\right)^2 - \frac{S}{\varphi}}$$

Cálculo da camada E :

$$E = \frac{E_1 \rho_a - \delta f_e}{\rho_a - f_e}$$

ANEXO D

Resultados da simulação variando os parametros de ajuste (f,p) para diferentes velocidades de rosca (100, 150, 200 rpm).

Condiciones constantes : $T = 20^{\circ}\text{C}$; $Nu = 25$; $\dot{q} = 8.33 \times 10^{-3}$ (30 kg/h); umidade do produto = 25% ; $Nuc = 70$; $he = 800$.

Para 100 rpm.

Fator de atrito (f)	Pressão (Pa)	Número de tabela
0,1	100.000	D-01
	300.000	D-02
	500.000	D-03
0,3	100.000	D-04
	300.000	D-05
	500.000	D-06
0,4	100.000	D-07
	300.000	D-08
	500.000	D-09
0,5	100.000	D-10
	300.000	D-11
	500.000	D-12

Para 150 rpm.

Fator de atrito (f)	Pressão (Pa)	Número de tabela
0,1	100.000	D-13
	300.000	D-14
	500.000	D-15

Anexo D

Fator de atrito (f)	Pressão (Pa)	Número de tabela
0,3	100.000	D-16
	300.000	D-17
	500.000	D-18
0,4	100.000	D-19
	300.000	D-20
	500.000	D-21
0,5	100.000	D-22
	300.000	D-23
	500.000	D-24

Fator de atrito (f)	Nu	Pressão (Pa)	Nº de tabela
0,1	5	100.000	D-24a
0,3	15	300.000	D-24b
0,5	15	500.000	D-24c

Para 200 rpm.

Fator de atrito (f)	Pressão (Pa)	Número de tabela
0,1	100.000	D-25
	300.000	D-26
	500.000	D-27
0,3	100.000	D-28
	300.000	D-29
	500.000	D-30
0,4	100.000	D-31
	300.000	D-32
	500.000	D-33
0,5	100.000	D-34
	300.000	D-35
	500.000	D-36

Resultados da simulação variando os parametros de processo ($\dot{Q}$, rpm).

Condições constantes : $T = 20^{\circ}\text{C}$; $Nu = 25$; $p = 400.000 \text{ Pa}$; umidade do produto = 25% ; $Nuc = 70$; $he = 800$; $f = 0,4$.

Para $\dot{Q} = 30 \text{ kg/h}$

Velocidade de rosca (rpm)	Número de tabela
100	D-37
150	D-38
200	D-39
250	D-40
300	D-41

Para valores diferentes de $\dot{Q}$ e rpm

Vel. De rosca (rpm)	Alimentação ($\dot{Q}$) kg/h	Número de tabela
100	20	D-42
	30	D-43
	40	D-44
	50	D-45
	20	D-46
150	30	D-47
	40	D-48
	50	D-49
	70	D-49a
	20	D-50
200	30	D-51
	40	D-52
	50	D-53
		D-49

Anexo D

Resultados da simulação variando o conteúdo de umidade inicial; do produto
Condições constantes : $T = 20^{\circ}\text{C}$; $Nu = 25$; $p = 400.000 \text{ Pa}$; $Nuc = 70$; $\dot{q} = 30 \text{ kg/h}$; $h_e = 800$; $f = 0,4$. Condutividade térmica, calor específico e densidade dependentes da temperatura.

Vel. De rosca (rpm)	Umidade (%)	Número de tabela
100	20	D-54
	30	D-55
	40	D-56
150	20	D-57
	30	D-58
	40	D-59
200	20	D-60
	30	D-61
	40	D-62

Com valores constantes de: condutividade = 0,2; calor específico = 1700 e densidade = 650

Vel. De rosca (rpm)	Umidade (%)	Número de tabela
150	20	D-63
	30	D-64
	40	D-65
100	30	D-66
200	30	D-67

Anexo D

Resultados da simulação variando o Número de Nusselt (Nu) e Nusselt convectivo (Nuc). Condições constantes : Umidade inicial do produto = 25%;
 $T = 20^{\circ}\text{C}$; $p = 400.000 \text{ Pa}$; $\dot{g} = 30 \text{ kg/h}$; $h_e = 800$; $f = 0,4$

Para 100 rpm

Nu	Nuc	Número de tabela
05	60	D-68
	70	D-69
	80	D-70
15	60	D-71
	70	D-72
	80	D-73
20	60	D-74
	70	D-75
	80	D-76
25	60	D-77
	70	D-78
	80	D-79

Para 150 rpm

Nu	Nuc	Número de tabela
05	60	D-80
	70	D-81
	80	D-82
15	60	D-83
	70	D-84
	80	D-85
20	60	D-86
	70	D-87
	80	D-88

Nu	Nuc	Número de tabela
25	60	D-89
	70	D-90
	80	D-91
Nu	Nuc	Número de tabela
35	70	D-90a
45	70	D-90b
55	70	D-90c

Para 200 rpm

Nu	Nuc	Número de tabela
05	60	D-92
	70	D-93
	80	D-94
15	60	D-95
	70	D-96
	80	D-97
20	60	D-98
	70	D-99
	80	D-100
25	60	D-101
	70	D-102
	80	D-103

Anexo D

Resultados da simulação variando o valor de he . Condiciones constantes :
Umidade inicial do produto = 25%; $T = 20^{\circ}\text{C}$; $p = 400.000 \text{ Pa}$; $\dot{g} = 30 \text{ kg/h}$; $Nu = 20$; $Nuc = 70$; 150 rpm ; $f = 0,4$.

Valor de he	Número de tabela
500	D-104
600	D-105
700	D-106
800	D-107
900	D-108
1000	D-109
1100	D-110
1200	D-11
1300	D-112

Tabela D-113. Resultados da simulação variando a distribuição de temperatura no cilindro do extrusor (35, 60, 120, 150°C). Condiciones constantes :
Umidade inicial do produto = 25%; $T = 20^{\circ}\text{C}$; $p = 400.000 \text{ Pa}$; $\dot{g} = 30 \text{ kg/h}$; $Nu = 20$; $Nuc = 70$; 150 rpm ; $f = 0,4$.

Resultados da simulação para amido. Condiciones constantes : Umidade inicial do produto = 30%; $T = 20^{\circ}\text{C}$; $\dot{g} = 30 \text{ kg/h}$; $Nuc = 70$; 210 rpm .

Tabela D-114 : $Nu = 5$; $f = 0,1$; $p = 100.000 \text{ Pa}$

Tabela D-114a : $Nu = 15$; $f = 0,3$; $p = 300.000 \text{ Pa}$

Tabela D-114b : $Nu = 15$; $f = 0,5$; $p = 500.000 \text{ Pa}$

Tabela D-114c : $Nu = 20$; $f = 0,4$; $p = 400.000 \text{ Pa}$

Tabela D-114d : $Nu = 25$; $f = 0,5$; $p = 500.000 \text{ Pa}$

Tabela D-02: Valores do perfil de temperatura gerados por simulação ; propriedades físicas; Tempo de residência; calores gerados por atrito, calores entregues ao sólido e viscosidade aparente da farinha de soja no extrusor a 100 rpm e velocidade de alimentação do produto : 30 kg/h; parâmetros de ajuste : $f = 0.1$; $P = 300000$ Pa; $Nu = 25$; $Nuc = 70$; $h_e = 800$; Umidade = 25%; $T_m = 20$ °C

Posição (m)	Temperatura do produto (°C)	Temperatura da rosca (°C)	Calor entregue rosca>sólido (w)	Calor entregue cilindro>sólido (w)	Calor>atrito metálico (w)	Coef. Trânsf. de calor -h1 (w/m ² °C)	Coef.Trânsf. de calor - h2 (w/m ² °C)	Tempo de residência (s)	Temperatura por atrito (°C)	Valor E (m)	Viscosidade aparente (pa-s)
0,00	20,00	30,42	3,9613	7,84	4,47	1483,43	519,72	1,04	2,00	0,003145	0,00
0,05	21,27	30,71	3,6068	6,85	4,47	1489,09	520,41	1,04	1,99	0,003146	0,00
0,10	22,39	30,98	3,2933	5,99	4,47	1495,71	521,22	1,04	1,98	0,003143	0,00
0,15	23,38	31,21	3,0111	5,21	4,47	1500,08	521,75	1,04	1,97	0,003143	0,00
0,20	24,26	54,15	11,5321	28,17	4,47	1503,93	522,21	1,04	1,97	0,003144	0,00
0,25	28,52	55,10	10,3905	24,92	4,47	1522,13	524,39	1,04	1,95	0,003147	0,00
0,30	32,30	55,96	9,3540	22,01	4,47	1537,75	526,23	1,04	1,93	0,003150	0,00
0,35	35,64	56,74	8,4175	19,41	4,47	1551,18	527,80	1,04	1,91	0,003152	0,00
0,40	38,61	82,95	27,6960	50,67	4,36	1215,16	482,41	1,43	2,10	0,004056	0,00
0,45	46,74	85,24	24,5664	44,31	4,36	1238,82	486,09	1,43	2,06	0,004063	0,00
0,50	53,86	87,32	21,7248	38,64	4,36	1258,06	489,03	1,43	2,02	0,004068	0,00
0,55	60,07	89,19	19,1867	33,65	4,36	1274,95	491,56	1,43	2,00	0,004070	0,00
0,60	65,49	105,68	42,8618	55,02	5,29	985,95	441,65	1,97	2,78	0,005322	0,00
0,65	74,97	109,30	37,2929	47,30	5,29	1001,85	444,81	1,97	2,73	0,005331	0,00
0,70	83,12	112,49	32,3683	40,53	5,30	1014,06	447,20	1,97	2,70	0,005339	0,00
0,75	90,11	128,72	81,8981	70,60	5,08	723,50	379,91	3,24	3,02	0,007563	0,00
0,80	104,18	135,91	68,6103	58,72	5,08	735,01	383,07	3,24	2,97	0,007580	0,00
0,85	116,97	158,91	3.992,4970	1.950,69	5025,47	2602,85	385,23	3,24	20,15	0,011000	811,15
0,90	136,50	163,02	2.550,2940	1.245,01	5013,68	2629,87	387,29	3,24	12,96	0,011000	527,16
0,95	148,91	165,78	1.626,2790	785,54	5001,93	2636,35	387,69	3,24	10,04	0,011000	409,25
1,00	156,79	168,00	1.039,8440	492,02	6424,52	2636,16	387,74	3,24	13,06	0,011000	298,07
			9.618,6859	5.033,11	21.544,84			39,39			

Tabela D-03: Valores do perfil de temperatura gerados por simulação ; propriedades físicas; Tempo de residência; calores gerados por atrito, calores entregues ao sólido e viscosidade aparente da farinha de soja no extrusor a 100 rpm e velocidade de alimentação do produto : 30 kg/h; parâmetros de ajuste : $f = 0.1$; $P = 500000$ Pa; $Nu = 25$; $Nuc = 70$; $he = 800$; Umidade = 25%; $T_m = 20$ °C

Posição (m)	Temperatura do produto (°C)	Temperatura da rosca (°C)	Calor entregue rosca>sólido (w)	Calor entregue cilindro>sólido (w)	Calor>atrito metálico (w)	Coef. Trânsf. de calor -h1 (w/m ² °C)	Coef.Trânsf. de calor - h2 (w/m ² °C)	Tempo de residência (s)	Temperatura por atrito (°C)	Valor E (m)	Viscosidade aparente (Pa-s)
0,00	20,00	32,30	4,6749	7,84	7,44	1483,43	519,72	1,04	3,33	0,003145	0,00
0,05	21,34	32,61	4,3012	6,79	7,44	1489,43	520,45	1,04	3,31	0,003146	0,00
0,10	22,53	32,88	3,9710	5,88	7,45	1496,35	521,30	1,04	3,30	0,003143	0,00
0,15	23,59	33,13	3,6732	5,05	7,45	1500,98	521,86	1,04	3,29	0,003144	0,00
0,20	24,52	56,08	12,1856	27,97	7,45	1505,05	522,35	1,04	3,28	0,003144	0,00
0,25	28,83	57,03	11,0363	24,69	7,45	1523,42	524,54	1,04	3,24	0,003147	0,00
0,30	32,65	57,90	9,9923	21,74	7,45	1539,18	526,40	1,04	3,21	0,003150	0,00
0,35	36,03	58,68	9,0486	19,11	7,46	1552,72	527,97	1,04	3,18	0,003152	0,00
0,40	39,03	84,52	28,4469	50,34	7,26	1216,44	482,61	1,43	3,49	0,004056	0,00
0,45	47,21	86,82	25,3072	43,94	7,26	1240,12	486,29	1,43	3,42	0,004063	0,00
0,50	54,36	88,91	22,4556	38,23	7,27	1259,37	489,23	1,43	3,37	0,004069	0,00
0,55	60,61	90,79	19,9081	33,21	7,27	1276,25	491,75	1,43	3,32	0,004070	0,00
0,60	66,05	107,24	43,9769	54,56	8,82	986,94	441,85	1,97	4,63	0,005322	0,00
0,65	75,59	110,88	38,3766	46,78	8,82	1002,84	445,00	1,97	4,55	0,005332	0,00
0,70	83,79	114,10	33,4232	39,96	8,83	1015,01	447,39	1,97	4,50	0,005340	0,00
0,75	90,83	129,93	83,0305	70,00	8,46	724,16	380,10	3,24	5,02	0,007564	0,00
0,80	104,95	137,14	69,6966	58,07	8,47	735,56	383,21	3,24	4,95	0,007581	0,00
0,85	118,72	159,26	3.863,9930	1.888,59	5025,47	2606,11	385,47	3,24	19,32	0,011000	779,01
0,90	137,62	163,26	2.467,3540	1.203,95	5013,68	2630,79	387,36	3,24	12,66	0,011000	514,97
0,95	149,62	165,94	1.573,5220	759,19	5001,93	2636,47	387,71	3,24	9,90	0,011000	403,56
1,00	157,24	168,10	1.006,4180	475,25	6424,52	2636,05	387,73	3,24	12,95	0,011000	295,53
			9.334,7918	4.881,16	21.597,67			39,39			

Tabela D-04: Valores do perfil de temperatura gerados por simulação ; propriedades físicas; Tempo de residência; calores gerados por atrito, calores entregues ao sólido e viscosidade aparente da farinha de soja no extrusor a 100 rpm e velocidade de alimentação do produto : 30 kg/h; parâmetros de ajuste : $f = 0.3$; $P = 100000$ Pa; $Nu = 25$; $Nuc = 70$; $h_e = 800$; Umidade = 25%; $T_m = 20$ °C

Posição (m)	Temperatura do produto (°C)	Temperatura da rosca (°C)	Calor entregue rosca>sólido (w)	Calor entregue cilindro>sólido (w)	Calor>atrito metálico (w)	Coef. Trânsf. de calor - h1 (w/m ² °C)	Coef.Trânsf. de calor - h2 (w/m ² °C)	Tempo de residência (s)	Temperatura por atrito (°C)	Valor E (m)	Viscosidade aparente (Pa-s)
0,00	20,00	30,42	3,9613	7,84	4,47	1483,43	519,72	1,04	2,00	0,003145	0,00
0,05	21,27	30,71	3,6068	6,85	4,47	1489,09	520,41	1,04	1,99	0,003146	0,00
0,10	22,39	30,98	3,2933	5,99	4,47	1495,71	521,22	1,04	1,98	0,003143	0,00
0,15	23,38	31,21	3,0111	5,21	4,47	1500,08	521,75	1,04	1,97	0,003143	0,00
0,20	24,26	54,15	11,5321	28,17	4,47	1503,93	522,21	1,04	1,97	0,003144	0,00
0,25	28,52	55,10	10,3905	24,92	4,47	1522,13	524,39	1,04	1,95	0,003147	0,00
0,30	32,30	55,96	9,3540	22,01	4,47	1537,75	526,23	1,04	1,93	0,003150	0,00
0,35	35,64	56,74	8,4175	19,41	4,47	1551,18	527,80	1,04	1,91	0,003152	0,00
0,40	38,61	82,95	27,6960	50,67	4,36	1215,16	482,41	1,43	2,10	0,004056	0,00
0,45	46,74	85,24	24,5664	44,31	4,36	1238,82	486,09	1,43	2,06	0,004063	0,00
0,50	53,86	87,32	21,7248	38,64	4,36	1258,06	489,03	1,43	2,02	0,004068	0,00
0,55	60,07	89,19	19,1867	33,65	4,36	1274,95	491,56	1,43	2,00	0,004070	0,00
0,60	65,49	105,68	42,8618	55,02	5,29	985,95	441,65	1,97	2,78	0,005322	0,00
0,65	74,97	109,30	37,2929	47,30	5,29	1001,85	444,81	1,97	2,73	0,005331	0,00
0,70	83,12	112,49	32,3683	40,53	5,30	1014,06	447,20	1,97	2,70	0,005339	0,00
0,75	90,11	128,72	81,8981	70,60	5,08	723,50	379,91	3,24	3,02	0,007563	0,00
0,80	104,18	135,91	68,6103	58,72	5,08	735,01	383,07	3,24	2,97	0,007580	0,00
0,85	116,97	158,91	3.992,4970	1.950,69	5025,47	2602,85	385,23	3,24	20,15	0,011000	811,15
0,90	136,50	163,02	2.550,2940	1.245,01	5013,68	2629,87	387,29	3,24	12,96	0,011000	527,16
0,95	148,91	165,78	1.626,2790	785,54	5001,93	2636,35	387,69	3,24	10,04	0,011000	409,25
1,00	156,79	168,00	1.039,8440	492,02	6424,52	2636,16	387,74	3,24	13,06	0,011000	298,07
			9.618,6859	5.033,11	21.544,84			39,39			

Tabela D-05: Valores do perfil de temperatura gerados por simulação ; propriedades físicas; Tempo de residência; calores gerados por atrito, calores entregues ao sólido e viscosidade aparente da farinha de soja no extrusor a 100 rpm e velocidade de alimentação do produto : 30 kg/h; parâmetros de ajuste : $f = 0.3$; $P = 300000$ Pa; $Nu = 25$; $Nuc = 70$; $he = 800$; Umidade = 25%; $T_m = 20$ °C

Posição (m)	Temperatura do produto (°C)	Temperatura da rosca (°C)	Calor entregue rosca>sólido (w)	Calor entregue cilindro>sólido (w)	Calor>atrito metálico (w)	Coef. Trânsf. de calor - h1 (w/m ² °C)	Coef.Trânsf. de calor - h2 (w/m ² °C)	Tempo de residência (s)	Temperatura por atrito (°C)	Valor E (m)	Viscosidade aparente (Pa-s)
0,00	20,00	36,05	6,1021	7,84	13,40	1483,43	519,72	1,04	5,99	0,003145	0,00
0,05	21,50	36,39	5,6909	6,68	13,40	1490,12	520,54	1,04	5,96	0,003146	0,00
0,10	22,82	36,70	5,3278	5,65	13,41	1497,63	521,45	1,04	5,93	0,003143	0,00
0,15	24,00	36,97	4,9993	4,73	13,41	1502,78	522,07	1,04	5,91	0,003144	0,00
0,20	25,04	59,93	13,4950	27,58	13,41	1507,30	522,62	1,04	5,90	0,003145	0,00
0,25	29,44	60,90	12,3305	24,21	13,42	1526,00	524,85	1,04	5,82	0,003148	0,00
0,30	33,35	61,78	11,2715	21,20	13,42	1542,02	526,73	1,04	5,76	0,003150	0,00
0,35	36,81	62,57	10,3135	18,50	13,42	1555,78	528,33	1,04	5,71	0,003153	0,00
0,40	39,88	87,67	29,9515	49,68	13,07	1218,98	483,01	1,43	6,27	0,004057	0,00
0,45	48,14	89,98	26,7917	43,20	13,08	1242,72	486,69	1,43	6,15	0,004064	0,00
0,50	55,37	92,09	23,9198	37,42	13,08	1261,97	489,62	1,43	6,05	0,004070	0,00
0,55	61,68	93,98	21,3536	32,33	13,09	1278,85	492,14	1,43	5,97	0,004071	0,00
0,60	67,18	110,36	46,2104	53,65	15,87	988,92	442,24	1,97	8,31	0,005323	0,00
0,65	76,84	114,04	40,5471	45,75	15,88	1004,78	445,39	1,97	8,18	0,005333	0,00
0,70	85,15	117,30	35,5362	38,83	15,89	1016,89	447,75	1,97	8,08	0,005341	0,00
0,75	92,28	132,36	85,2966	68,80	15,24	725,46	380,45	3,24	9,03	0,007566	0,00
0,80	106,48	139,62	71,8707	56,75	15,26	736,63	383,50	3,24	8,89	0,007583	0,00
0,85	121,96	159,92	3.625,4120	1.772,83	5025,47	2611,73	385,90	3,24	17,91	0,011000	723,50
0,90	139,68	163,72	2.313,7130	1.127,79	5013,68	2632,32	387,48	3,24	12,12	0,011000	493,32
0,95	150,93	166,24	1.475,8690	710,38	5001,93	2636,62	387,73	3,24	9,64	0,011000	393,29
1,00	158,07	168,28	944,5534	444,21	6424,52	2635,82	387,72	3,24	12,75	0,011000	290,90
			8.810,5557	4.598,00	21.703,34			39,39			

Tabela D-06: Valores do perfil de temperatura gerados por simulação ; propriedades físicas; Tempo de residência; calores gerados por atrito, calores entregues ao sólido e viscosidade aparente da farinha de soja no extrusor a 100 rpm e velocidade de alimentação do produto : 30 kg/h; parâmetros de ajuste : $f = 0.3$; $P = 500000$ Pa; $Nu = 25$; $Nuc = 70$; $he = 800$; Umidade = 25%; $T_m = 20$ °C

Posição (m)	Temperatura do produto (°C)	Temperatura da rosca (°C)	Calor entregue rosca>sólido (w)	Calor entregue cilindro>sólido (w)	Calor>atrito metálico (w)	Coef. Trânsf. de calor -h1 (w/m ² °C)	Coef.Trânsf. de calor - h2 (w/m ² °C)	Tempo de residência (s)	Temperatura por atrito (°C)	Valor E (m)	Viscosidade aparente (Pa-s)
0,00	20,00	41,68	8,2430	7,84	22,33	1483,43	519,72	1,04	9,98	0,003145	0,00
0,05	21,73	42,07	7,7773	6,50	22,33	1491,14	520,66	1,04	9,93	0,003146	0,00
0,10	23,26	42,41	7,3665	5,31	22,36	1499,54	521,68	1,04	9,88	0,003143	0,00
0,15	24,62	42,72	6,9932	4,25	22,36	1505,46	522,40	1,04	9,84	0,003144	0,00
0,20	25,82	65,71	15,4646	26,99	22,36	1510,66	523,02	1,04	9,80	0,003145	0,00
0,25	30,37	66,69	14,2780	23,50	22,36	1529,84	525,30	1,04	9,68	0,003148	0,00
0,30	34,41	67,59	13,1970	20,38	22,37	1546,26	527,23	1,04	9,58	0,003151	0,00
0,35	37,99	68,40	12,2176	17,58	22,37	1560,35	528,85	1,04	9,49	0,003154	0,00
0,40	41,16	92,38	32,2156	48,69	21,78	1222,77	483,60	1,43	10,41	0,004058	0,00
0,45	49,55	94,72	29,0254	42,09	21,79	1246,57	487,28	1,43	10,21	0,004065	0,00
0,50	56,88	96,85	26,1230	36,20	21,80	1265,83	490,20	1,43	10,06	0,004071	0,00
0,55	63,29	98,76	23,5285	31,01	21,83	1282,68	492,70	1,43	9,92	0,004072	0,00
0,60	68,88	115,04	49,5691	52,28	26,45	991,84	442,83	1,97	13,81	0,005325	0,00
0,65	78,72	118,78	43,8107	44,19	26,47	1007,65	445,95	1,97	13,59	0,005335	0,00
0,70	87,19	122,10	38,7130	37,11	26,49	1019,65	448,28	1,97	13,43	0,005343	0,00
0,75	94,45	136,00	88,6995	66,98	25,40	727,35	380,97	3,24	15,00	0,007568	0,00
0,80	108,78	143,33	75,1348	54,76	25,43	738,16	383,92	3,24	14,78	0,007586	0,00
0,85	126,26	160,82	3.308,5510	1.618,23	5025,47	2618,28	386,39	3,24	16,23	0,011000	657,25
0,90	142,41	164,32	2.110,3260	1.026,77	5013,68	2633,99	387,62	3,24	11,45	0,011000	466,37
0,95	152,67	166,63	1.346,7350	645,78	5001,93	2636,68	387,74	3,24	9,32	0,011000	380,20
1,00	159,17	168,53	862,7489	403,15	6424,52	2635,45	387,70	3,24	12,49	0,011000	284,90
			8.120,7175	4.219,57	21.861,87			39,39			

Tabela D-07: Valores do perfil de temperatura gerados por simulação ; propriedades físicas; Tempo de residência; calores gerados por atrito, calores entregues ao sólido e viscosidade aparente da farinha de soja no extrusor a 100 rpm e velocidade de alimentação do produto : 30 kg/h; parâmetros de ajuste : $f = 0.4$; $P = 100000$ Pa; $Nu = 25$; $Nuc = 70$; $he = 800$; Umidade = 25%; $T_m = 20$ °C

Posição (m)	Temperatura do produto (°C)	Temperatura da rosca (°C)	Calor entregue rosca>sólido (w)	Calor entregue cilindro>sólido (w)	Calor>atrito metálico (w)	Coef. Trânsf. de calor -h1 (w/m ² °C)	Coef.Trânsf. de calor - h2 (w/m ² °C)	Tempo de residência (s)	Temperatura por atrito (°C)	Valor E (m)	Viscosidade aparente (Pa-s)
0,00	20,00	31,36	4,3181	7,84	5,96	1483,43	519,72	1,04	2,66	0,003145	0,00
0,05	21,30	31,66	3,9540	6,82	5,96	1489,26	520,43	1,04	2,65	0,003146	0,00
0,10	22,46	31,93	3,6321	5,93	5,96	1496,03	521,26	1,04	2,64	0,003143	0,00
0,15	23,49	32,17	3,3421	5,13	5,96	1500,53	521,80	1,04	2,63	0,003144	0,00
0,20	24,39	55,12	11,8588	28,07	5,96	1504,49	522,28	1,04	2,63	0,003144	0,00
0,25	28,67	56,07	10,7133	24,80	5,96	1522,78	524,47	1,04	2,59	0,003147	0,00
0,30	32,47	56,93	9,6730	21,88	5,96	1538,46	526,32	1,04	2,57	0,003150	0,00
0,35	35,84	57,71	8,7329	19,26	5,96	1551,95	527,89	1,04	2,54	0,003152	0,00
0,40	38,82	83,73	28,0713	50,51	5,81	1215,80	482,51	1,43	2,79	0,004056	0,00
0,45	46,98	86,03	24,9367	44,13	5,81	1239,47	486,19	1,43	2,74	0,004063	0,00
0,50	54,11	88,12	22,0901	38,43	5,81	1258,72	489,13	1,43	2,70	0,004069	0,00
0,55	60,34	89,99	19,5473	33,43	5,82	1275,60	491,66	1,43	2,66	0,004070	0,00
0,60	65,77	106,46	43,4192	54,79	7,05	986,45	441,75	1,97	3,70	0,005322	0,00
0,65	75,28	110,09	37,8346	47,04	7,06	1002,34	444,91	1,97	3,64	0,005331	0,00
0,70	83,46	113,30	32,8956	40,25	7,06	1014,54	447,29	1,97	3,60	0,005340	0,00
0,75	90,47	129,33	82,4642	70,30	6,77	723,83	380,01	3,24	4,02	0,007563	0,00
0,80	104,57	136,53	69,1534	58,40	6,78	735,29	383,14	3,24	3,96	0,007581	0,00
0,85	117,85	159,09	3.927,5060	1.919,31	5025,47	2604,52	385,35	3,24	19,73	0,011000	794,69
0,90	137,06	163,14	2.508,3310	1.224,24	5013,68	2630,35	387,33	3,24	12,80	0,011000	520,95
0,95	149,27	165,86	1.599,5830	772,21	5001,93	2636,42	387,70	3,24	9,96	0,011000	406,36
1,00	157,02	168,05	1.022,9290	483,53	6424,52	2636,11	387,73	3,24	13,01	0,011000	296,78
			9.474,9858	4.956,30	21.571,25			39,39			

Tabela D-08: Valores do perfil de temperatura gerados por simulação ; propriedades físicas; Tempo de residência; calores gerados por atrito, calores entregues ao sólido e viscosidade aparente da farinha de soja no extrusor a 100 rpm e velocidade de alimentação do produto : 30 kg/h; parâmetros de ajuste : $f = 0.4$; $P = 300000$ Pa; $Nu = 25$; $Nuc = 70$; $h_e = 800$; Umidade = 25%; $T_m = 20$ °C

Posição (m)	Temperatura do produto (°C)	Temperatura da rosca (°C)	Calor entregue rosca>sólido (w)	Calor entregue cilindro>sólido (w)	Calor>atrito metálico (w)	Coef. Trânsf. de calor - h1 (w/m ² °C)	Coef.Trânsf. de calor - h2 (w/m ² °C)	Tempo de residência (s)	Temperatura por atrito (°C)	Valor E (m)	Viscosidade aparente (Pa-s)
0,00	20,00	38,86	7,1726	7,84	17,87	1483,43	519,72	1,04	7,99	0,003145	0,00
0,05	21,61	39,23	6,7338	6,59	17,87	1490,63	520,60	1,04	7,95	0,003146	0,00
0,10	23,04	39,55	6,3467	5,48	17,88	1498,59	521,57	1,04	7,91	0,003143	0,00
0,15	24,31	39,85	5,9956	4,49	17,89	1504,12	522,24	1,04	7,88	0,003144	0,00
0,20	25,43	62,82	14,4789	27,28	17,89	1508,98	522,82	1,04	7,85	0,003145	0,00
0,25	29,91	63,80	13,3034	23,86	17,89	1527,92	525,08	1,04	7,75	0,003148	0,00
0,30	33,88	64,68	12,2333	20,79	17,89	1544,15	526,98	1,04	7,67	0,003151	0,00
0,35	37,40	65,49	11,2645	18,04	17,89	1558,07	528,59	1,04	7,60	0,003153	0,00
0,40	40,52	90,02	31,0825	49,19	17,43	1220,88	483,31	1,43	8,34	0,004058	0,00
0,45	48,84	92,35	27,9075	42,64	17,43	1244,65	486,99	1,43	8,18	0,004064	0,00
0,50	56,13	94,47	25,0204	36,81	17,44	1263,91	489,91	1,43	8,06	0,004070	0,00
0,55	62,48	96,37	22,4401	31,67	17,46	1280,77	492,42	1,43	7,95	0,004072	0,00
0,60	68,03	112,70	47,8885	52,97	21,16	990,39	442,54	1,97	11,06	0,005324	0,00
0,65	77,78	116,42	42,1778	44,97	21,18	1006,22	445,67	1,97	10,89	0,005334	0,00
0,70	86,17	119,70	37,1235	37,97	21,19	1018,28	448,02	1,97	10,76	0,005342	0,00
0,75	93,36	134,18	86,9975	67,89	20,32	726,41	380,72	3,24	12,02	0,007567	0,00
0,80	107,63	141,48	73,5023	55,76	20,34	737,40	383,71	3,24	11,84	0,007585	0,00
0,85	124,19	160,38	3.461,2860	1.692,87	5025,47	2615,25	386,16	3,24	17,01	0,011000	688,18
0,90	141,10	164,03	2.208,2720	1.075,44	5013,68	2633,24	387,56	3,24	11,76	0,011000	479,11
0,95	151,83	166,44	1.408,9050	676,89	5001,93	2636,67	387,74	3,24	9,48	0,011000	386,43
1,00	158,64	168,41	902,1325	422,92	6424,52	2635,64	387,71	3,24	12,61	0,011000	287,77
			8.452,2642	4.402,35	21.782,60			39,39			

Tabela D-09: Valores do perfil de temperatura gerados por simulação ; propriedades físicas; Tempo de residência; calores gerados por atrito, calores entregues ao sólido e viscosidade aparente da farinha de soja no extrusor a 100 rpm e velocidade de alimentação do produto : 30 kg/h; parâmetros de ajuste : $f = 0.4$; $P = 500000$ Pa; $Nu = 25$; $Nuc = 70$; $h_e = 800$; Umidade = 25%; $T_m = 20$ °C

Posição (m)	Temperatura do produto (°C)	Temperatura da rosca (°C)	Calor entregue rosca>sólido (w)	Calor entregue cilindro>sólido (w)	Calor>atrito metálico (w)	Coef. Trânsf. de calor -h1 (w/m ² °C)	Coef.Trânsf. de calor - h2 (w/m ² °C)	Tempo de residência (s)	Temperatura por atrito (°C)	Valor E (m)	Viscosidade aparente (Pa-s)
0,00	20,00	46,37	10,0270	7,84	29,78	1483,43	519,72	1,04	13,31	0,003145	0,00
0,05	21,92	46,79	9,5178	6,35	29,78	1491,99	520,77	1,04	13,24	0,003146	0,00
0,10	23,62	47,17	9,0686	5,02	29,81	1501,13	521,88	1,04	13,15	0,003144	0,00
0,15	25,13	47,51	8,6590	3,84	29,81	1507,69	522,67	1,04	13,10	0,003145	0,00
0,20	26,47	70,52	17,1110	26,49	29,81	1513,44	523,36	1,04	13,05	0,003146	0,00
0,25	31,14	71,51	15,9066	22,91	29,82	1533,02	525,68	1,04	12,88	0,003149	0,00
0,30	35,29	72,43	14,8076	19,69	29,82	1549,77	527,63	1,04	12,74	0,003152	0,00
0,35	38,97	73,25	13,8107	16,81	29,83	1564,12	529,29	1,04	12,62	0,003154	0,00
0,40	42,22	96,30	34,1088	47,86	29,05	1225,90	484,09	1,43	13,85	0,004059	0,00
0,45	50,72	98,66	30,8931	41,15	29,06	1249,74	487,77	1,43	13,58	0,004066	0,00
0,50	58,15	100,81	27,9650	35,17	29,07	1269,00	490,67	1,43	13,38	0,004072	0,00
0,55	64,64	102,74	25,3468	29,90	29,10	1285,83	493,17	1,43	13,20	0,004074	0,00
0,60	70,29	118,93	52,3754	51,13	35,28	994,23	443,30	1,97	18,37	0,005326	0,00
0,65	80,29	122,73	46,5373	42,89	35,30	1009,98	446,41	1,97	18,08	0,005336	0,00
0,70	88,89	126,09	41,3667	35,68	35,32	1021,88	448,71	1,97	17,87	0,005345	0,00
0,75	96,26	139,03	91,5383	65,46	33,87	728,88	381,39	3,24	19,96	0,007571	0,00
0,80	110,70	146,43	77,8576	53,10	33,91	739,39	384,25	3,24	19,68	0,007588	0,00
0,85	129,40	161,48	3.076,7190	1.504,57	5025,47	2622,43	386,71	3,24	15,13	0,011000	613,56
0,90	144,41	164,77	1.961,9640	952,95	5013,68	2634,96	387,70	3,24	10,99	0,011000	447,86
0,95	153,93	166,92	1.252,6180	598,66	5001,93	2636,62	387,75	3,24	9,10	0,011000	370,99
1,00	159,98	168,71	803,1253	373,20	6424,52	2635,14	387,69	3,24	12,30	0,011000	280,63
			7.621,3232	3.940,67	21.994,00			39,39			

Tabela D-10: Valores do perfil de temperatura gerados por simulação ; propriedades físicas; Tempo de residência; calores gerados por atrito, calores entregues ao sólido e viscosidade aparente da farinha de soja no extrusor a 100 rpm e velocidade de alimentação do produto : 30 kg/h; parâmetros de ajuste : $f = 0.5$; $P = 100000$ Pa; $Nu = 25$; $Nuc = 70$; $h_e = 800$; Umidade = 25%; $T_m = 20$ °C

Posição (m)	Temperatura do produto (°C)	Temperatura da rosca (°C)	Calor entregue rosca>sólido (w)	Calor entregue cilindro>sólido (w)	Calor>atrito metálico (w)	Coef. Trânsf. de calor -h1 (w/m ² °C)	Coef.Trânsf. de calor - h2 (w/m ² °C)	Tempo de residência (s)	Temperatura por atrito (°C)	Valor E (m)	Viscosidade aparente (Pa-s)
0,00	20,00	32,30	4,6749	7,84	7,44	1483,43	519,72	1,04	3,33	0,003145	0,00
0,05	21,34	32,61	4,3012	6,79	7,44	1489,43	520,45	1,04	3,31	0,003146	0,00
0,10	22,53	32,88	3,9710	5,88	7,45	1496,35	521,30	1,04	3,30	0,003143	0,00
0,15	23,59	33,13	3,6732	5,05	7,45	1500,98	521,86	1,04	3,29	0,003144	0,00
0,20	24,52	33,13	3,6732	5,05	7,45	1505,05	522,35	1,04	3,28	0,003144	0,00
0,25	28,83	57,03	11,0363	24,69	7,45	1523,42	524,54	1,04	3,24	0,003147	0,00
0,30	32,65	57,90	9,9923	21,74	7,45	1539,18	526,40	1,04	3,21	0,003150	0,00
0,35	36,03	58,68	9,0486	19,11	7,46	1552,72	527,97	1,04	3,18	0,003152	0,00
0,40	39,03	84,52	28,4469	50,34	7,26	1216,44	482,61	1,43	3,49	0,004056	0,00
0,45	47,21	86,82	25,3072	43,94	7,26	1240,12	486,29	1,43	3,42	0,004063	0,00
0,50	54,36	88,91	22,4556	38,23	7,27	1259,37	489,23	1,43	3,37	0,004069	0,00
0,55	60,61	90,79	19,9081	33,21	7,27	1276,25	491,75	1,43	3,32	0,004070	0,00
0,60	66,05	107,24	43,9769	54,56	8,82	986,94	441,85	1,97	4,63	0,005322	0,00
0,65	75,59	110,88	38,3766	46,78	8,82	1002,84	445,00	1,97	4,55	0,005332	0,00
0,70	83,79	114,10	33,4232	39,96	8,83	1015,01	447,39	1,97	4,50	0,005340	0,00
0,75	90,83	129,93	83,0305	70,00	8,46	724,16	380,10	3,24	5,02	0,007564	0,00
0,80	104,95	137,14	69,6966	58,07	8,47	735,56	383,21	3,24	4,95	0,007581	0,00
0,85	118,72	159,26	3.863,9930	1.888,59	5025,47	2606,11	385,47	3,24	19,32	0,011000	779,01
0,90	137,62	163,26	2.467,3540	1.203,95	5013,68	2630,79	387,36	3,24	12,66	0,011000	514,97
0,95	149,62	165,94	1.573,5220	759,19	5001,93	2636,47	387,71	3,24	9,90	0,011000	403,56
1,00	157,24	168,10	1.006,4180	475,25	6424,52	2636,05	387,73	3,24	12,95	0,011000	295,53
			9.334,7918	4.881,16	21.597,67			39,39			