



Universidade Estadual de Campinas
Faculdade de Engenharia de Alimentos
Departamento de Engenharia de Alimentos



Estudo da hidrodinâmica e transferência de calor de ovo integral
líquido através de placas com três formatos *chevron*

Marina Bernardi

Engenheira de Alimentos

Orientador

Prof. Dr. Vivaldo Silveira Junior

Universidade Estadual de Campinas

Faculdade de Engenharia de Alimentos

Departamento de Engenharia de Alimentos

Co-Orientador

Prof. Dr. Javier Telis Romero

Universidade Estadual Paulista “Júlio de Mesquita Filho”,

Departamento de Engenharia e Tecnologia de Alimentos

Dissertação de Mestrado apresentada à Faculdade
de Engenharia de Alimentos da Universidade
Estadual de Campinas para obtenção do Título de
Mestre em Engenharia de Alimentos.

Campinas, 2008.

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA
BIBLIOTECA DA FEA – UNICAMP

B456e Bernardi, Marina
Estudo da hidrodinâmica e transferência de calor de ovo integral líquido através de placas com três formatos *chevron* / Marina Bernardi. – Campinas, SP: [s.n.], 2008.

Orientador: Vivaldo Silveira Junior
Co-orientador: Javier Telis Romero

1. Trocador de calor de placas. 2. Hidrodinâmica. 3. Calor - Coeficiente de transferência. 4. Ovo líquido integral. 5. Fator de atrito. I. Silveira Junior, Vivaldo. II. Telis Romero, Javier. III. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia de Alimentos. IV. Título.

(ckn/fea)

Dissertação (mestrado) – Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia de Alimentos.

Titulo em ingles: Study of hydrodynamics and heat transference from liquid whole egg through plate with three formats chevron

Palavras-chave em inglês (Keywords): Plate heat exchangers, Hydrodynamics, Heat transference coefficient, Liquid egg, Fanning factor

Titulação: Mestre em Engenharia de Alimentos

Banca examinadora: Ana Lúcia Gabas
Eduardo Augusto Caldas Batista
Kil Jin Park
Vivaldo Silveira Junior

Data de defesa: 20-02-2008

Programa de Pós-Graduação: Programa em Engenharia de Alimentos

BANCA EXAMINADORA

Profa. Dr. Ana Lúcia Gabas

Membro – ZEA/USP

Prof. Eduardo Augusto Caldas Batista

Membro – DEA/FEA/UNICAMP

Prof. Dr. Kil Jin Park

Membro – FEAGRI/UNICAMP

Prof. Dr. Vivaldo Silveira Junior

Orientador – DEA/FEA/UNICAMP

AGRADECIMENTOS

Ao Departamento de Engenharia de Alimentos da Faculdade de Engenharia de Alimentos da Universidade Estadual de Campinas pela oportunidade de realizar este trabalho. E, aos professores do DEA pelos ensinamentos durante as disciplinas.

Ao Departamento de Engenharia e Tecnologia de Alimentos do Instituto de Biociências, Letras e Ciências Exatas da Universidade Estadual Paulista “Júlio de Mesquita Filho” pelas facilidades concedidas. E, aos professores deste Instituto por me ensinarem os princípios da engenharia.

Ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico pela concessão da bolsa de mestrado.

Aos Professores Dr. Vivaldo Silveira Júnior e Dr. Javier Telis-Romero pela orientação, apoio, compreensão, estímulo e paciência.

Aos Professores da banca examinadora.

À minha família, em especial à minha mãe Maria das Dores e ao meu pai Francisco, e a todos aqueles que sempre estiveram presentes ao meu lado, e que de alguma forma contribuíram para a elaboração deste trabalho, meus agradecimentos.

ÍNDICE

LISTA DE FIGURAS	VI
LISTA DE TABELAS.....	VI
NOMENCLATURA	VII
RESUMO	IX
ABSTRACT	X
1. INTRODUÇÃO GERAL	1
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	3
2.1. PRODUTOS DE OVOS.....	3
2.1.1. <i>Ovo Integral.....</i>	<i>4</i>
2.1.2. <i>Gema de ovo</i>	<i>4</i>
2.1.3. <i>Clara de ovo</i>	<i>4</i>
2.1.4. <i>Pasteurização de produtos de ovos</i>	<i>5</i>
2.2. CLASSIFICAÇÃO DE FLUIDOS NÃO-NEWTONIANOS	6
2.2.1. <i>Modelos Empíricos de Tensão de Cisalhamento.....</i>	<i>7</i>
2.3. FLUIDOS COM REOLOGIA DEPENDENTE DO TEMPO	8
2.4. HIDRODINÂMICA	12
2.5. ESCOAMENTO DE FLUIDOS TIXOTRÓPICOS.....	14
2.6. TROCADORES DE CALOR A PLACAS.....	14
3. MATERIAL E MÉTODOS	18
3.1. MATÉRIA-PRIMA	18
3.2. REOLOGIA.....	18
3.2.1. <i>Tixotropia</i>	<i>19</i>
3.3. MEDIDAS DE QUEDA DE PRESSÃO.....	20
3.4. MEDIDAS DE COEFICIENTES CONVECTIVOS DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR.....	20
4. RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	23
4.1. REOLOGIA DE OVO INTEGRAL.....	23
4.1.1 <i>Tixotropia de Ovo Integral</i>	<i>23</i>
4.1.2. <i>Reologia Independente do Tempo do Ovo Integral.....</i>	<i>25</i>
4.2. PROPRIEDADES TERMOFÍSICAS	30
4.3. HIDRODINÂMICA DO ESCOAMENTO DE OVO DURANTE O RESFRIAMENTO.....	30
4.3.1 <i>Aferição do Sistema de Perda de Carga com Duto Circular e Placas Paralelas Utilizando Soluções Padrão</i>	<i>31</i>
4.3.2. <i>Hidrodinâmica de ovo integral escoando em duto retangular com formato chevron.</i>	<i>33</i>
4.4. TRANSFERÊNCIA DE CALOR DE OVO INTEGRAL ESCOANDO EM DUTO RETANGULAR COM FORMATO CHEVRON	38
5. CONCLUSÃO	44
6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	46

LISTA DE FIGURAS

FIGURA 2.1: COMPORTAMENTO DE FLUIDOS DEPENDENTES DO TEMPO (STEFFE, 1996).....	9
FIGURA 2.2: COMPORTAMENTO TIXOTRÓPICO OBSERVADO DE CURVAS DECRESCENTES DE TORQUE (STEFFE, 1996).....	10
FIGURA 2.3: COMPORTAMENTO TIXOTRÓPICO OBSERVADO COM MUDANÇAS ESCALONADAS DE TAXA DE DEFORMAÇÃO (STEFFE, 1996).....	11
FIGURA 2.4: DIFERENTES TIPOS DE FLUXOS EM TROCADORES DE CALOR A PLACAS.	17
FIGURA 4.1: INFLUÊNCIA DA TEMPERATURA NA TIXOTROPIA DE OVO INTEGRAL.	24
FIGURA 4.2: FATORES DE ATRITO EXPERIMENTAIS EM DUTOS CIRCULARES PARA SOLUÇÕES PADRÃO (XANTANA E CMC), UTILIZANDO OS PARÂMETROS REOLÓGICOS DO MODELO DE OSTWALD-DE WAELE AJUSTADOS À EQUAÇÃO (2.31).	32
FIGURA 4.3: FATORES DE ATRITO EXPERIMENTAIS EM DUTOS RETANGULARES (PLACAS PARALELAS) PARA SOLUÇÕES PADRÃO (XANTANA E CMC) UTILIZANDO OS PARÂMETROS REOLÓGICOS DO MODELO DE OSTWALD-DE WAELE AJUSTADOS À EQUAÇÃO (2.31).....	33
FIGURA 4.4: ESCOAMENTO DIAGONAL	37
FIGURA 4.5: ESCOAMENTO PARALELO.....	38
FIGURA 4.6: ESCOAMENTO DIAGONAL	42
FIGURA 4.7: ESCOAMENTO PARALELO.....	43

LISTA DE TABELAS

TABELA 2.1. PADRÕES DE TEMPERATURAS E TEMPO DE RESIDÊNCIA PARA PASTEURIZAÇÃO DE PRODUTOS DE OVOS.....	5
TABELA 2.2: MODELOS REOLÓGICOS PARA FLUIDOS INDEPENDENTES DO TEMPO.	7
TABELA 2.3: PARÂMETROS ν E ξ PARA DIVERSAS GEOMETRIAS DE DUTOS (DELPLACE E LEULIET, 1995)..	16
TABELA 4.1: TENSÃO DE CISLHAMENTO DE EQUILÍBRIO (N/m^2) DE OVO INTEGRAL NA TEMPERATURA DE 289 K.	25
TABELA 4.2: PARÂMETROS REOLÓGICOS DE OVO INTEGRAL EM DIFERENTES TEMPERATURAS – TENSÃO DE CISLHAMENTO DE EQUILÍBRIO.	28
TABELA 4.3: PARÂMETROS REOLÓGICOS DE OVO INTEGRAL EM DIFERENTES TEMPERATURAS – TENSÃO DE CISLHAMENTO MÁXIMA.	29
TABELA 4.4: PARÂMETROS ν E ξ TEÓRICOS E EXPERIMENTAIS PARA DIVERSAS GEOMETRIAS DE DUTOS COM O INTUITO DE AFERIR O EQUIPAMENTO	33

NOMENCLATURA

A_1	Tensão de cisalhamento necessária para iniciar o cisalhamento no modelo empírico de Weltmann, Pa
b	Espessura média no canal, distância entre duas placas, m
B_1	Coefficiente de ruptura tixotrópica no modelo empírico de Weltmann, Pa/s
C_{te}	Constante
C_p	Calor específico, J/kg.K
D	Diâmetro do tubo, m
D_e	Diâmetro equivalente, m
f	Fator de atrito de Fanning, adimensional
g	Aceleração gravitacional, 9,8 m/s ²
G	Módulo de elasticidade
K	Índice de consistência, Pa.s ⁿ
L	Comprimento do tubo, m
n	Índice de comportamento do fluido, adimensional
Nu	Número de Nusselt, adimensional
Pr	Número de Prandtl, adimensional
Pr'	Número de Prandtl generalizado para tubo, adimensional
Pr''	Número de Prandtl generalizado para placas paralelas, adimensional
R	Raio, m
Re	Número de Reynolds, adimensional
Re'	Número de Reynolds generalizado para tubo, adimensional
Re''	Número de Reynolds generalizado para placas paralelas, adimensional
Re_g	Número de Reynolds generalizado, adimensional
T	Temperatura, K
t	Tempo, s
v	Velocidade do fluido, m/s
w	Largura da placa medida entre as gaxetas, m
X_w	Fração de água na mistura de ovo, adimensional

Letras Gregas

ΔP	Queda de pressão no tubo, Pa
λ	Tempo de relaxação do fluido, s
τ	Tensão de cisalhamento, Pa
τ_0	Tensão inicial de escoamento, Pa
τ_w	Tensão de cisalhamento na parede, Pa
$\dot{\gamma}$	Taxa de deformação, s^{-1}
μ	Viscosidade do fluido, Pa.s
μ'	Viscosidade generalizada para tubo, Pa.s
μ''	Viscosidade generalizada para placas paralelas, Pa.s
μ_{ap}	Viscosidade aparente, Pa.s
μ_B	Viscosidade de Bingham, Pa.s
μ_g	Viscosidade generalizada, Pa.s
v	Velocidade média (<i>bulk</i>) no tubo, m/s
v_r	Velocidade local do fluido ao longo da seção transversal do tubo, m/s
μ_∞	Viscosidade quando a taxa de deformação tende a ∞ , Pa.s
μ_0	Viscosidade quando a taxa de deformação tende a 0, Pa.s
ρ	Densidade do fluido, kg/m^3
Ω	Velocidade angular de rotação do cilindro, m/s
ξ	Parâmetro hidrodinâmico
ν	Parâmetro hidrodinâmico

Sub-índices

a	Aparente
n	Componente
r	Direção radial
z	Direção longitudinal
ϕ	Direção angular
0	Inicial

RESUMO

Neste trabalho são apresentadas a hidrodinâmica e a transferência de calor no escoamento de ovo líquido integral através de dutos com paredes corrugadas, simulando trocadores de calor a placas. A condição de contorno admitida foi a de temperatura da parede constante durante o aquecimento do fluido. A reologia do ovo integral foi determinada experimentalmente em uma ampla faixa de temperaturas (289 – 335K). O ovo apresentou comportamento reológico dependente do tempo, o qual foi explorado neste trabalho. Para os estudos da perda de carga e transferência de calor objetivando o dimensionamento correto de tubulações e equipamentos destinados ao transporte e processamento de fluidos tixotrópicos os parâmetros reológicos independentes do tempo foram empregados. O modelo de Ostwald-De Waele foi ajustado às curvas reológicas experimentais desconsiderando a dependência do tempo. Foram realizadas medidas experimentais de perda de carga para a determinação do fator de atrito em função de um número de Reynolds generalizado, cujos resultados foram empregados para determinação dos parâmetros geométricos ξ e ν para o regime laminar e dos parâmetros P_1 e P_2 para o regime turbulento. Esses parâmetros geométricos foram utilizados para correlacionar os coeficientes de transferência de calor convectivos experimentais com as propriedades físicas do fluido, resultando em equações formato clássico, $Nusselt=Nu(Re_g, Pr_g)$.

Palavras Chave: trocador de calor a placas, hidrodinâmica, coeficiente de transferência de calor ; ovo líquido integral, fator de atrito

ABSTRACT

At this work are showed the heat transference and hydrodynamics of liquid egg flow between ducts with corrugated walls, simulating plate heat exchangers. The contour conditions admitted was the constant temperature in the walls during the fluid heating. The whole egg rheology was experimentally determinated in a extend temperature range (289 – 335K). The egg rheology behavior was time dependent, which was explored at the present work. However, to study the loss of load and heat transference this time dependence behavior was not considered, because, according to Skelland, the correct sizing of equipments and tubings used to tixotropic fluid transport and processing must be done using time independent rheologic parameters. The Ostwald-De Waelle model was adjusted at the experimental rheologycal curves disrespecting the time dependence. It was realized experimental determinations of loss of load to determination of Fanning factor in function of Reynolds generalized number, and the results was used to determination of ξ and ν geometrics parameters to laminar flow and P_1 and P_2 to turbulent flow. These geometrics parameters were used to correlated the experimental heat transference coefficient with the fluid physic properties resulting in equations on the classic format, $Nusselt=Nu(Re_g, Pr_g)$.

Key Word: plate heat exchangers, hydrodynamics, heat transference coefficient, liquid egg, Fanning factor

1. INTRODUÇÃO GERAL

Os ovos de galinha e seus derivados são alguns dos produtos alimentícios mais consumidos no mundo (CASTRO, 2003). A produção mundial de ovos no ano de 2001 foi estimada em 796,277 bilhões de unidades (USDA, 2004). No Brasil, a média per capita anual de consumo de ovos é de 94 unidades (USDA, 2004).

A industrialização de ovo de galinha é uma prática antiga. Em 1922 cerca de 21.000 toneladas de ovo líquido foram produzidas nos EUA para congelamento ou secagem (WINTER *et al.*, 1945). No Brasil a utilização de ovos desidratados teve início na década de 50 e a fabricação deste produto foi iniciada em 1975 (THOMAZ, 2002).

Os EUA são os maiores produtores de ovo líquido pasteurizado e desidratado, processando cerca de 25% da sua produção de ovos *in natura* (THOMAZ, 2002). Desde 1966 as leis americanas exigem que todos os produtos de ovos sem casca sejam pasteurizados antes da comercialização (APV, 2003).

O Brasil apresenta um grande potencial para a industrialização e exportação de produtos derivados de ovos (gema, clara e ovo integral) (TELIS, 1996). Estima-se que a produção brasileira de ovos (brancos e vermelhos) em 2003 foi de 14,44 trilhões de unidades de ovos (UBA, 2004). Em 1995, cerca de 5% da produção brasileira de ovos *in natura* foi industrializada, representando um total de 40.140 toneladas de ovos pasteurizados, nas formas líquida e desidratada (THOMAZ, 2002).

A pasteurização constitui numa etapa intermediária do processamento de vários produtos de ovos, tais como os ovos desidratados e congelados. O aquecimento é uma etapa crítica no processo de pasteurização dos produtos de ovos devido à característica termosensível de seus componentes, principalmente as proteínas. A coagulação e desnaturação das proteínas são os fatores limitantes na temperatura de aquecimento dos produtos de ovos e por isso deve ser controlada. Por outro lado, os microrganismos patogênicos como a *Salmonella* e a *Listeria* devem ser eliminados do produto, de modo que a combinação de tempo e temperatura na pasteurização de produtos de ovos deve garantir a redução de 9 potências logarítmicas ($9D = 99,99\%$) de *Salmonella* (CASTRO, 2003). Portanto, torna-se necessária a utilização correta de correlações para a determinação de coeficientes convectivos de transferência de calor, as quais posteriormente poderão ser

utilizadas na implementação de um controle acurado das temperaturas de operação e, conseqüentemente, resultar num produto final mais seguro sob o ponto de vista higiênico-sanitário, com alta qualidade nutricional, sensorial e funcional.

O aquecimento dos produtos de ovos durante o processo de pasteurização é realizado em trocador de calor a placas devido à sua excelente performance na transferência de calor (SHARIF *et al.*, 1995) e facilidade de limpeza e sanitização (KIM *et al.*, 1999). A etapa de pasteurização de produtos de ovos (integral, gema, clara) pode ser realizada através de uma mesma planta de processo. Desta forma, o que define os parâmetros de processo são as diferentes propriedades termofísicas e reológicas dos produtos e a temperatura de pasteurização.

O objetivo principal desta dissertação é fornecer correlações simples para o cálculo do coeficiente convectivo de transferência de calor do produto alimentício considerado, o ovo líquido. A geometria utilizada foi a de duto corrugado com ranhuras tipo *chevron* com três ângulos de inclinação de 30, 45 e 60°, considerando-se os dois tipos de escoamento entre as placas, paralelo e diagonal. Para o estudo da transferência de calor, faz-se necessário o conhecimento da hidrodinâmica e das propriedades reológicas do produto considerado, desta maneira, nesta dissertação também serão apresentados os resultados dos fatores de atrito e das propriedades reológicas do ovo líquido.

Os resultados apresentados nessa dissertação são de aplicação direta e prática para os engenheiros das indústrias de alimentos, bem como para os pesquisadores que trabalham com fluidos não-Newtonianos em trocadores de calor a placas.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1. Produtos de ovos

O ovo constitui um produto versátil e com alta densidade de nutrientes e digestibilidade (STADELMAN & WEINHEIM, 1988), por isso é um dos mais importantes alimentos na dieta do ser humano, especialmente para o brasileiro (KUSUNOKI, 1983).

Em adição ao valor nutricional, os produtos de ovos apresentam grande importância na indústria de alimentos devido às suas propriedades funcionais. A clara de ovo constitui um excelente agente espumante, enquanto a gema possui a propriedade de controle de viscosidade, e o ovo integral é utilizado para ajustes de volume e textura (FORSYRE, 1970 apud HAMID-SAMIMI *et al.*, 1984 b).

O crescimento do consumo de produtos industrializados, que possuem como ingrediente o ovo integral, induziu o aumento da escala de produção e a necessidade de obter produtos de alta qualidade com maior tempo de estocagem (MARTUCCI, 1989).

Os ovos de galinha e seus derivados são alguns dos produtos alimentícios mais consumidos no mundo (CASTRO, 2003). A produção mundial de ovos no ano de 2001 foi estimada em 796,277 bilhões de unidades (USDA, 2004). No Brasil, a média per capita anual de consumo de ovos é de 94 unidades (USDA, 2004).

A industrialização de ovo de galinha é uma prática antiga. Em 1922 cerca de 21.000 toneladas de ovo líquido foram produzidas nos EUA para congelamento ou secagem (WINTER *et al.*, 1945). No Brasil, a utilização de ovos desidratados teve início na década de 50, e a fabricação deste produto foi iniciada em 1975 (THOMAZ, 2002).

Os EUA são os maiores produtores de ovo líquido pasteurizado e desidratado, processando, cerca de 25% da sua produção de ovos *in natura* (THOMAZ, 2002). Desde 1966 as leis americanas exigem que todos os produtos de ovos sem casca sejam pasteurizados antes da comercialização (APV, 2003).

O Brasil apresenta um grande potencial para a industrialização e exportação de produtos derivados de ovos (gema, clara e ovo integral) (TELIS, 1996). Estima-se que a produção brasileira de ovos (brancos e vermelhos) em 2003 foi de 14,44 trilhões de unidades de ovos (UBA, 2004). Em 1995, cerca de 5% da produção brasileira de ovos *in*

natura foi industrializada, representando um total de 40.140 toneladas de ovos pasteurizados, nas formas líquida e desidratada (THOMAZ, 2002).

O ovo *in natura* é formado por três partes principais: casca (11%), gema (31%) e clara (58%) (THOMAZ, 2002).

2.1.1. *Ovo Integral*

As proteínas do ovo integral se desnaturam a temperatura acima de 73°C (MARTUCCI, 1989); açúcar ou sal podem ser misturados ao ovo, durante a sua produção, para aumentar a sua estabilidade. O ovo integral possui cerca de 25% de sólidos (?) (STADELMAN & WEINHEIM, 1988).

O ovo integral é o único alimento que apresenta características polifuncionais, tais como poder de coagulação, capacidade de formação de espuma, propriedades de gelatinização e emulsificação (MINE, 1995 apud OHATA, 2000).

2.1.2. *Gema de ovo*

A gema do ovo é um ingrediente de grande importância na indústria de alimentos, pois possui a capacidade de reduzir a tensão interfacial entre as fases líquida e oléica, por isso, é utilizada principalmente como emulsificante (TELIS, 1996).

A gema possui aproximadamente 50% de água (OHATA, 2000) e sua desnaturação ocorre em temperaturas superiores a 62,5°C (MARTUCCI, 1989).

2.1.3. *Clara de ovo*

A clara é composta principalmente de água, cerca de 88% (STADELMAN & WEINHEIM, 1988) e representa cerca de 60% do peso total do ovo (OHATA, 2000). É um composto pobre em gorduras, mas rico em proteínas, sendo que, mais de 50% da proteína do ovo está presente na clara (POWRIE, 1977 apud OHATA, 2000), por isso apresenta a característica de formação de gel e espuma em sistemas de alimentos (VADEHRA & NATH, 1973 apud OHATA, 2000).

A desnaturação da clara ocorre em temperaturas acima de 58°C (MARTUCCI, 1989).

2.1.4. Pasteurização de produtos de ovos

A pasteurização dos produtos derivados de ovos é uma prática largamente utilizada para aumentar a sua vida-de-prateleira, e visa aplicar o aquecimento mínimo exigido para destruir os agentes patogênicos, principalmente os causadores da salmonelose, uma intoxicação gastro-intestinal grave (PUNIDADAS & McKELLAR, 1999). Um tratamento térmico mal dimensionado ou controlado pode resultar na redução da funcionalidade, mudanças na viscosidade e aumento da desnaturação das proteínas dos produtos de ovos (HAMID-SAMINI et al., 1984a), além de implicações higiênico-sanitárias.

Algumas vantagens do consumo de produtos derivados de ovos pasteurizados foram enumeradas por THOMAZ (2002):

- Qualidade controlada que reduz o risco de contaminação por microrganismos patogênicos;
- Redução de custos, pois elimina a etapa de quebra dos ovos e separação da clara e gema do processo e conseqüentemente mão-de-obra;
- Redução de perdas e a não preocupação com a eliminação de resíduos (cascas);
- Aumento da vida-de-prateleira dos produtos;
- Garantia da uniformidade e padronização do produto;
- Facilidade de transporte e flexibilidade de comercialização (ovo integral, gema ou clara, ou *blends*).

A Tabela 2.1 apresenta os padrões de temperaturas e tempo mínimo de residência para a pasteurização de produtos de ovos estabelecidos pelo Departamento de Agricultura dos Estados Unidos. Para estas combinações do binômio tempo-temperatura obtêm-se uma redução superior a 99,99% dos microrganismos patogênicos como *Salmonella* e *Listeria* (ENVASE, 1994).

Tabela 2.1. Padrões de temperaturas e tempo de residência para pasteurização de produtos de ovos.

Produto	Temperatura (°C)	Tempo Mínimo de Residência (min.)
Ovo integral	60,0	3,5
Gema de ovo	61,1	3,5
Clara de ovo	56,6	3,5

Fonte: USDA-ARS 74-48, 1969; ANON, 1978 apud HAMID-SAMIMI *et al.* (1984b).

2.2. Classificação de Fluidos Não-Newtonianos

A principal característica dos fluidos não-Newtonianos é uma dependência não-linear entre a tensão de cisalhamento (τ) e a taxa de deformação ($\dot{\gamma}$). METZNER (1965) classificou os fluidos em três extensas categorias: (1) fluidos puramente viscosos, (2) fluidos dependentes do tempo e (3) fluidos viscoelásticos. Fluidos Newtonianos são uma subclasse dos fluidos puramente viscosos.

Fluidos puramente viscosos incluem pseudoplásticos (viscosidade aparente, μ , diminui com o aumento da taxa de deformação) e dilatantes (viscosidade aparente aumenta com o aumento da taxa de deformação). Se um fluido requer uma certa tensão (i.é. tensão inicial de escoamento, τ_0) antes de começar a escoar, é então chamado de viscoplástico. Outros tipos de comportamento muito encontrados em fluidos alimentícios são os tipos pseudoplástico e dilatante com tensão inicial de escoamento.

Fluidos dependentes do tempo são aqueles em que a tensão de cisalhamento é função tanto da taxa de deformação como do tempo de escoamento. Estes fluidos são geralmente classificados como tixotrópicos e reopéticos, dependendo se a tensão diminui ou aumenta com o tempo numa determinada taxa de deformação, respectivamente. Comportamentos tixotrópicos e reopéticos são comuns em suspensões de sólidos ou agregados coloidais em líquidos comumente encontrados em processos de alimentos.

Uma classe mais complexa de fluidos é a dos fluidos viscoelásticos, que apresentam um comportamento híbrido entre o dos sólidos Hookeanos e o dos fluidos puramente viscosos, isto é, ao mesmo tempo em que uma parte da energia recebida durante a sua deformação é armazenada, como nos sólidos elásticos, outra parte é dissipada, como ocorre nos fluidos puramente viscosos. Quando sob a ação de cisalhamento constante, tais fluidos exibem tensões normais, como no chamado efeito Weissenberg, e sua medição é uma forma de caracterizar a elasticidade. Entretanto, a medida das propriedades elásticas em termos de tensões normais sob cisalhamento constante é difícil quando se trata de soluções aquosas relativamente diluídas. Uma alternativa é a quantificação das propriedades elásticas sob cisalhamento oscilatório, nos quais a amostra é submetida a uma tensão (em instrumentos de tensão controlada) ou deformação (instrumentos de deformação controlada) que varia harmonicamente com o tempo, tipicamente de uma forma senoidal (STEFFE, 1996; TAM & TIU, 1989).

2.2.1. Modelos Empíricos de Tensão de Cisalhamento

Com base em observações experimentais da relação existente entre a tensão de cisalhamento e a taxa de deformação de fluidos a cisalhamento constante, alguns modelos empíricos que descrevem o comportamento reológico de fluidos puramente viscosos têm sido propostos na literatura. A Tabela 2.2 apresenta alguns dos modelos reológicos mais comumente encontrados na literatura.

Tabela 2.2: Modelos reológicos para fluidos independentes do tempo.

Modelo	μ	Nº da Equação
Ostwald-de Waele	$\mu = K (\dot{\gamma})^{n-1}$	(2.1)
Bingham	$\mu = \mu_B + \frac{\tau_0}{\dot{\gamma}} \quad \tau \geq \tau_0$ $\dot{\gamma} = 0 \quad \tau \leq \tau_0$	(2.2)
Herschel-Bulkley	$\mu = \frac{\tau_0}{\dot{\gamma}} + K (\dot{\gamma})^{n-1} \quad \tau \geq \tau_0$ $\dot{\gamma} = 0 \quad \tau \leq \tau_0$	(2.3)
Ellis	$\frac{1}{\mu} = (1/\mu_0) \left[1 + (\tau/\tau_{1/2})^{(1/n)-1} \right]$	(2.4)
Powell-Eyring	$\mu = \mu_\infty + (\mu_0 - \mu_\infty) (\sinh^{-1} \lambda \dot{\gamma}) / \lambda \dot{\gamma}$	(2.5)
Sutterby	$\mu = \mu_0 \left[(\sinh^{-1} \lambda \dot{\gamma} / \lambda \dot{\gamma}) \right]^\alpha$	(2.6)
Carreau	$\mu = \mu_\infty + \frac{\mu_0 - \mu_\infty}{\left[1 + (\lambda \dot{\gamma})^2 \right]^p}$	(2.7)

BIRD et al. (1987)

O modelo de Carreau (eq. 2.7), embora seja utilizado no ajuste de dados obtidos em cisalhamento constante, pode ser utilizado para a descrição do comportamento de fluidos viscoelásticos, como feito por DARBY & PIVSA-ART (1991, apud DARBY, 2001). Esses autores consideraram que o parâmetro λ , o qual tem dimensões de tempo, representa o tempo de relaxação do fluido. Na equação (2.7), μ_0 e μ_∞ representam os limites de viscosidade quando a taxa de deformação tende a 0 e a ∞ , respectivamente. Em muitos casos, $\mu_\infty \ll \mu_0$, podendo ser ignorada (TAM & TIU, 1989).

O tempo de relaxação do fluido, λ , é definido como a razão entre a viscosidade do fluido e o seu respectivo módulo de elasticidade, G , de acordo com a equação (2.8). Segundo STEFFE (1996), apesar de ser difícil estabelecer uma exata interpretação do tempo de relaxação, ele pode ser admitido como o tempo necessário para que uma molécula assuma um novo arranjo espacial quando submetida a uma deformação.

$$\lambda = \frac{\mu}{G} \quad (2.8)$$

Os parâmetros μ e G advêm da utilização de modelos mecânicos baseados na combinação de molas e amortecedores, procedimento bastante difundido na análise de fluidos viscoelásticos. A mola é considerada um sólido ideal, obedecendo à lei de Hooke:

$$T = G\gamma \quad (2.9)$$

onde T é a tensão normal e γ é a deformação. O amortecedor representa o comportamento de um fluido viscoso, obedecendo à lei de Newton:

$$\tau = \mu\dot{\gamma} \quad (2.10)$$

2.3. Fluidos com Reologia Dependente do Tempo

É de grande interesse tecnológico e comercial realizar o estudo do comportamento reológico em função do tempo, principalmente para estabelecer condições de processamento e para o desenvolvimento de novos produtos.

Materiais dependentes do tempo são considerados inelásticos com uma viscosidade dependente do tempo. A resposta do material à tensão é instantânea e o comportamento em função do tempo é devido às mudanças na estrutura intrínseca do material. Em contraste, os efeitos do tempo encontrados em materiais viscoelásticos surgem pois a resposta da tensão aplicada à deformação não é instantânea, e não é associada com mudanças estruturais no material. Também a escala de tempo da tixotropia pode ser muito diferente da escala de tempo associada com viscoelasticidade. Os mais dramáticos efeitos são geralmente observados em situações envolvendo tempos curtos de processo. Note também, que materiais reais podem ser tanto dependentes do tempo como viscoelásticos (SKELLAND, 1996).

Existe uma terminologia em desenvolvimento para descrever fluidos com características dependentes do tempo. Materiais tixotrópicos e reopéticos exibem,

respectivamente, decréscimo e incremento da tensão de cisalhamento (e viscosidade aparente) ao longo do tempo em uma taxa de deformação fixa (Figura 2.1). Em outras palavras, tixotropia é uma pseudoplasticidade dependente do tempo e reopexia é uma dilatância dependente do tempo. Ambos os fenômenos podem ser irreversíveis, reversíveis ou parcialmente reversíveis. Há um consenso geral que o termo “tixotropia” se refere a um decréscimo da viscosidade dependente do tempo, devido ao cisalhamento e à subsequente recuperação da viscosidade quando o cisalhamento é cessado (STEFFE, 1996). A tixotropia irreversível, chamada “rheomalaxis” ou reo-destruição, é comum em produtos alimentícios e pode ser um fator para avaliar tensão residual assim como o comportamento em escoamento de um material. Anti-tixotropia e tixotropia negativa são sinônimos para reopexia.

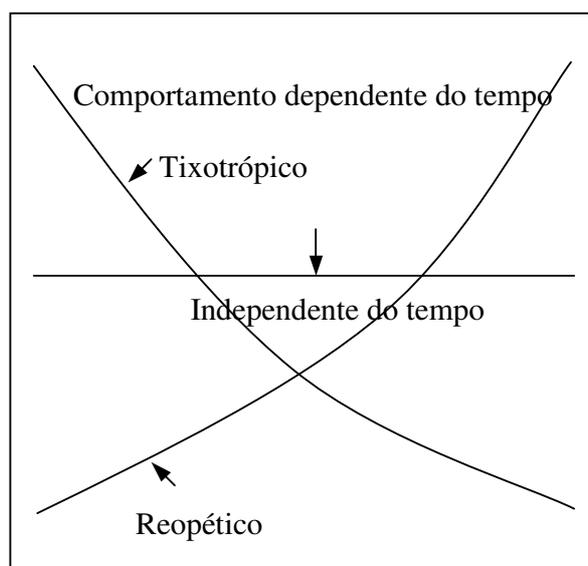


Figura 2.1: Comportamento de fluidos dependentes do tempo (STEFFE, 1996).

A tixotropia em alguns fluidos pode ser descrita em termos do fenômeno de transição sol-gel. Esta terminologia pode ser aplicada, por exemplo, para amidos espessantes de *baby foods* ou iogurtes. Após um alimento ser processado e embalado, pode desenvolver lentamente estruturas tridimensionais que lhe conferem características de gel. Quando o mesmo é submetido a cisalhamento (por testes padrões de reologia ou misturado com um agitador), a estrutura é rompida e o material retorna ao mínimo de consistência correspondente ao estado sol. Em alimentos que apresentam reversibilidade, a estrutura é

reconstituída e o estado gel é obtido novamente. Materiais irreversíveis permanecem no estado sol.

O comportamento tixotrópico é ilustrado na Figura 2.2. Sujeito a uma taxa de deformação constante, a tensão de cisalhamento cai ao longo do tempo. Durante o período em repouso, o material pode recuperar completamente, parcialmente ou nada de sua estrutura original, levando a um torque alto, médio ou baixo como resposta da amostra. Reômetros rotacionais têm-se mostrado muito úteis na avaliação do comportamento reológico de fluidos dependentes do tempo por serem de fácil manejo, além de poderem alternar períodos de cisalhamento e repouso. Reômetros de tubo capilar não funcionam para este tipo de estudo.

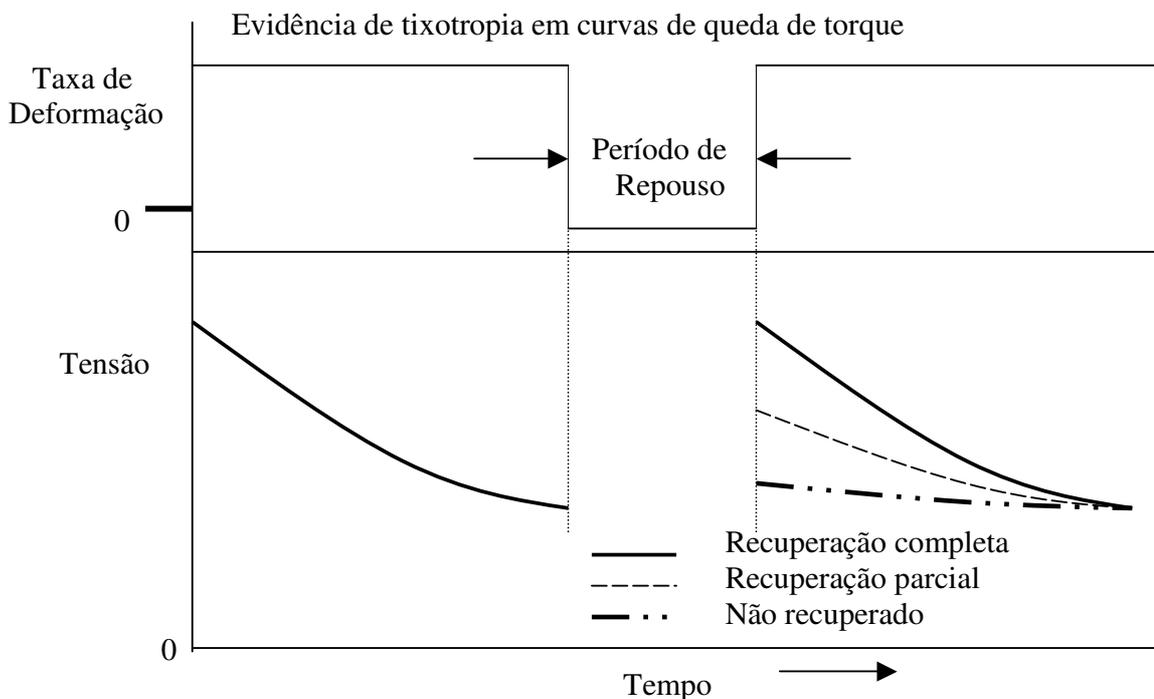


Figura 2.2: Comportamento tixotrópico observado de curvas decrescentes de torque (STEFFE, 1996)

Mudanças em degrau (ou lineares) na taxa de deformação podem ser aplicadas seqüencialmente, resultando em tensões de cisalhamento de acordo com a forma típica, mostrada na Figura 2.3. Segmentos de curva reais (tais como 1-2 e 3-4) dependem da contribuição relativa de rompimento estrutural e reestruturação da substância.

Gráficos de tensão de cisalhamento versus taxa de deformação para valores crescentes ou decrescentes de taxa de deformação podem ser utilizados para gerar lóbulos de histerese (uma diferenciação entre a curva de ida e de volta) para o material. A área entre as curvas varia com a dependência do tempo do material: é nula para um fluido independente do tempo. Esta informação pode ser muito valiosa para comparar a diferença de materiais, porém é algumas vezes subjetiva porque diferentes mudanças de intervalo podem levar a diferentes lóbulos de histereses. Informações similares podem ser geradas por materiais sujeitos a mudanças escalonadas ou lineares de tensão de cisalhamento e observando-se as variações de taxas de deformação resultantes.

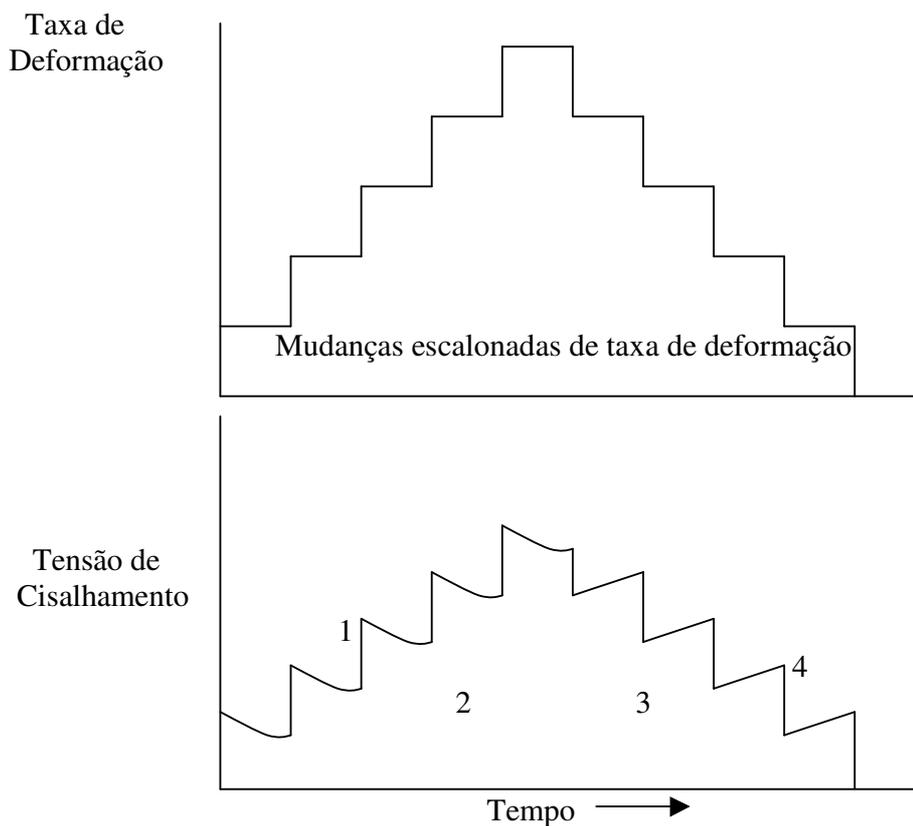


Figura 2.3: Comportamento tixotrópico observado com mudanças escalonadas de taxa de deformação (STEFFE, 1996).

A dependência do tempo pode ser verificada através do modelo empírico modificado de Weltmann:

$$\tau = A_1 - B_1 \text{Log } t \quad (2.11)$$

onde: A_1 = Tensão de cisalhamento necessária para iniciar o cisalhamento (Pa)

B_1 = Coeficiente de ruptura tixotrópica (Pa/s)

t = Tempo (s).

2.4. Hidrodinâmica

Para o escoamento laminar de um fluido incompressível em um tubo cilíndrico, horizontal, liso, de diâmetro interno constante D e comprimento L , a vazão volumétrica W/ρ é calculada pela eq. (2.12), onde v_r é a velocidade local do fluido ao longo da seção transversal do tubo e τ_w é a tensão de cisalhamento na parede, definida pela eq. (2.13) usando o fator de atrito de Fanning, f , e a velocidade média (*bulk*) no tubo, $v = q/A_e$.

$$\frac{W}{\rho} = \int_{A_e} v_r dA_e = \frac{\pi}{8} \left(\frac{D}{\tau_w} \right)^3 \int_0^{\tau_w} \tau^2 \dot{\gamma} d\tau \quad (2.12)$$

$$\tau_w = \frac{D\Delta P}{4L} = f \frac{\rho v}{2} \quad (2.13)$$

Resolvendo a eq.(2.12) para o caso Newtoniano com $\dot{\gamma} = \tau/\mu$ chega-se à eq. (2.14) que é a forma adimensional da conhecida equação de Hagen-Poiseuille.

$$f = \frac{16}{\text{Re}} \quad (2.14)$$

onde:

$$\text{Re} = \frac{Dv\rho}{\mu} \quad (2.16)$$

$$\dot{\gamma} = 8 \left(\frac{v}{D} \right) \quad (2.17)$$

Se a eq. (2.12) for resolvida considerando o modelo reológico da Lei da Potência com $\dot{\gamma}^n = \tau/K$, é possível obter novamente a eq. (2.14) desde que se use a definição do adimensional Reynolds generalizado para a Lei da Potência, Re' na eq. (2.18). Este adimensional é calculado usando uma “viscosidade generalizada”, μ' , eq. (2.20), e a taxa de deformação é obtida pela eq. (2.21). É importante ressaltar que μ' não representa a

viscosidade aparente do fluido, como mostra a eq. (2.22), e que este conjunto de equações se reduz ao caso Newtoniano para $n = 1$ e $K = \mu$.

$$f = \frac{16}{\text{Re}'} \quad (2.18)$$

$$\text{Re}' = \frac{Dv\rho}{\mu'} \quad (2.19)$$

$$\mu' = K 8^{n-1} \left(\frac{v}{D} \right)^{n-1} \left(\frac{3n+1}{4n} \right)^n \quad (2.20)$$

$$\dot{\gamma}_{tubo} = 8 \left(\frac{v}{D} \right) \left(\frac{3n+1}{4n} \right) \quad (2.21)$$

$$\mu_{ap} = K \dot{\gamma}_{tubo}^{n-1} = \mu' \left(\frac{3n+1}{4n} \right) \quad (2.22)$$

Se o mesmo procedimento de cálculo for realizado, considerando o escoamento laminar incompressível entre duas placas planas horizontais infinitas com espaçamento D , chega-se as equações (2.23) a (2.27), similares às equações obtidas anteriormente para o tubo liso.

$$f = \frac{24}{\text{Re}''} \quad (2.23)$$

$$\text{Re}'' = \frac{Dv\rho}{\mu''} \quad (2.24)$$

$$\mu'' = K 12^{n-1} \left(\frac{v}{D} \right)^{n-1} \left(\frac{2n+1}{3n} \right)^n \quad (2.25)$$

$$\dot{\gamma}_{placa} = 12 \left(\frac{v}{D} \right) \left(\frac{2n+1}{3n} \right) \quad (2.26)$$

$$\mu_{ap} = K \dot{\gamma}_{placa}^{n-1} = \mu'' \left(\frac{2n+1}{3n} \right)^{-1} \quad (2.27)$$

O uso do adimensional Reynolds generalizado para a Lei da Potência simplifica muito o estudo de perda de carga no escoamento em tubos para diversos tipos de fluidos. No caso de escoamento turbulento, correlações do tipo $f(\text{Re}')$ podem ser aplicadas tanto

para fluidos Newtonianos como para não-Newtonianos (desde que sejam respeitadas as faixas de validade dos parâmetros K e n).

2.5. Escoamento de Fluidos Tixotrópicos

Na prática, fluidos com comportamento reológico dependente do tempo são, na maioria das vezes, tratados como sendo independentes do tempo (SKELLAND, 1967). Isso se justifica pelo fato de que os efeitos da dependência do tempo se manifestam apenas quando o cisalhamento uniforme está começando ou terminando. Assim, um fluido tixotrópico que esteja escoando por algum tempo em regime laminar, em um tubo de seção transversal constante, já se encontrará com sua estrutura interna modificada, comportando-se essencialmente como um fluido plástico ou pseudoplástico. Por outro lado, a queda de pressão associada ao início do escoamento em um tubo contendo esse tipo de material será substancialmente maior que o valor subsequente, necessário para a manutenção do escoamento. As bombas deverão, portanto, ser dimensionadas com base no trabalho necessário para o período inicial de bombeamento, utilizando-se para isso, a curva de escoamento determinada imediatamente após o repouso prolongado do material tixotrópico.

2.6. Trocadores de Calor a Placas

Os trocadores de calor a placas (TCPs ou “plate heat exchangers”) são amplamente utilizados no processamento de produtos alimentícios e farmacêuticos, os quais geralmente exibem comportamento não-Newtoniano. As altas taxas de deformação durante o escoamento nos canais corrugados dos TCPs traz duas vantagens: a viscosidade aparente de fluidos pseudoplásticos (os mais comuns) é reduzida e, os fluidos com alta consistência podem ser processados em valores baixos de Reynolds com características de escoamento turbulento (EDWARD et al., 1974). Entretanto, poucos são os estudos existentes sobre a troca térmica em TCPs considerando fluidos não-Newtonianos.

EDWARD et al. (1974) e EDWARDS (1983) sugerem que os dados de troca térmica e de perda de carga em TCPs sejam correlacionados respectivamente como Nu (Re', Pr') e $f(Re')$, onde $Pr' = Cp \cdot \mu' / k$ é o adimensional Prandtl generalizado para a Lei da Potência (WILKINSON, 1960), considerando-se $D = D_e$ (diâmetro equivalente do canal do TCP). Desta forma, dados de fluidos Newtonianos e não-Newtonianos podem ser

correlacionados de forma conjunta para a obtenção de parâmetros generalizados para as correlações $Nu = f(Re, Pr)$.

Ensaio realizado por EDWARD et al. (1974) com água e soluções de polímeros e glicose em um trocador APV Paraflo Júnior mostraram que a correlação entre Nu , Pr' e Re' é válida mesmo sendo estes adimensionais generalizados definidos originalmente para escoamento laminar isotérmico em tubo circular.

LEULIET et al. (1987) analisaram a perda de carga em um TCP com placa *washboard*, usando fluidos Newtonianos e não-Newtonianos. Para o ajuste dos dados de fator de atrito foi usada a definição de Re'' (eq. 2.24), na eq. (2.23), considerando que o canal do TCP se aproxima mais de um par de placas paralelas do que de um tubo circular. Os ajustes foram bons, com um desvio máximo de 12% para f , e através do gráfico de f e Re'' foi possível identificar os intervalos de regimes de escoamento laminar, transitório e turbulento. Este tipo de análise é recomendado para a identificação do Reynolds crítico para escoamento turbulento no TCP.

DELPLACE e LEULIET (1995) propuseram um adimensional Reynolds generalizado, Re_g , que pode ser aplicado a um duto com seção transversal arbitrária (assumindo que o fluido segue a Lei da Potência), utilizando dois parâmetros geométricos, ξ e ν , como apresentado nas eqs. (2.27), (2.28) e (2.29). Estes parâmetros são apresentados na Tabela 2.3 para algumas geometrias conhecidas. Os parâmetros para os casos de tubo circular e placas planas foram obtidos das eqs. (2.18) e (2.19) e das eqs. (2.23) e (2.24) respectivamente. Para as outras formas geométricas de duto, os parâmetros foram obtidos de forma semi-empírica através da determinação numérica do perfil de velocidades, já que sua determinação analítica não é possível.

$$Re_g = \frac{D\nu\rho}{\mu_g} \quad (2.27)$$

$$\mu_g = K\xi^{n-1} \left(\frac{\nu}{D} \right)^{n-1} \left(\frac{\nu n + 1}{(\nu + 1)n} \right)^n \quad (2.28)$$

$$\dot{\gamma}_g = \xi \left(\frac{\nu}{D} \right) \left(\frac{\nu n + 1}{(\nu + 1)n} \right) \quad (2.29)$$

Como o perfil de velocidades para o escoamento dentro dos canais corrugados do TCP é bastante complexo, não é possível a obtenção analítica ou numérica dos parâmetros ξ e ν . Portanto esta determinação deve ser feita experimentalmente. Para simplificação do problema, DELPLACE e LEULIET (1995) propuseram que o parâmetro ν seja aproximado pela eq. (2.30). Esta aproximação teve bons resultados para as geometrias de duto conhecidas (Tabela 2.3).

$$\nu = \frac{24}{\xi} \quad (2.30)$$

Tabela 2.3: Parâmetros ν e ξ para diversas geometrias de dutos (DELPLACE e LEULIET, 1995).

Geometria	ξ	ν
Tubo circular	8,000	3,000
Placas paralelas infinitas	12,000	2,000
Duto retangular (razão entre lados = 1,00)	7,113	3,190
Duto retangular (razão entre lados = 0,50)	7,774	2,982
Região anular (razão entre lados = 0,90)	11,998	2,001
Região anular (razão entre raios = 0,10)	11,171	2,135
Triângulo isóscele (abertura = 10°)	6,237	4,058
Triângulo isóscele (abertura = 90°)	6,576	3,494
Duto elíptico (razão entre eixos = 0,90)	8,011	2,999
Duto elíptico (razão entre eixos = 0,10)	9,657	3,000

O parâmetro ξ é definido pela eq. (2.31), considerando o escoamento laminar isotérmico de um fluido Newtoniano. Reproduzindo estas condições para o duto estudado foi possível obter-se este parâmetro experimentalmente. Para experimentos realizados em um TCP com placas *washboard* foi obtido $\xi = 56,6$ e verificou-se, através da obtenção experimental de μ_g , que a aproximação na eq. (2.30) é satisfatória, com um desvio máximo de 3% em Re_g .

$$f = \frac{2\xi}{Re_g} \quad (2.31)$$

É importante lembrar que, no caso de transferência de calor, faz-se também necessário definir um número de Prandtl. Analogamente ao número de Reynolds, o número de Prandtl é definido por:

$$\text{Pr}_g = \frac{\mu_g C_p}{\lambda} \quad (2.32)$$

Dentro de um canal de TCP podem existir dois tipos de fluxo: diagonal ou vertical (BOND, 1981), dependendo do tipo de gaxeta utilizada, como mostra a Figura 2.4. O desempenho térmico e hidráulico do TCP depende do tipo de fluxo, especialmente no caso de placas largas (BANSAL et al., 2001).

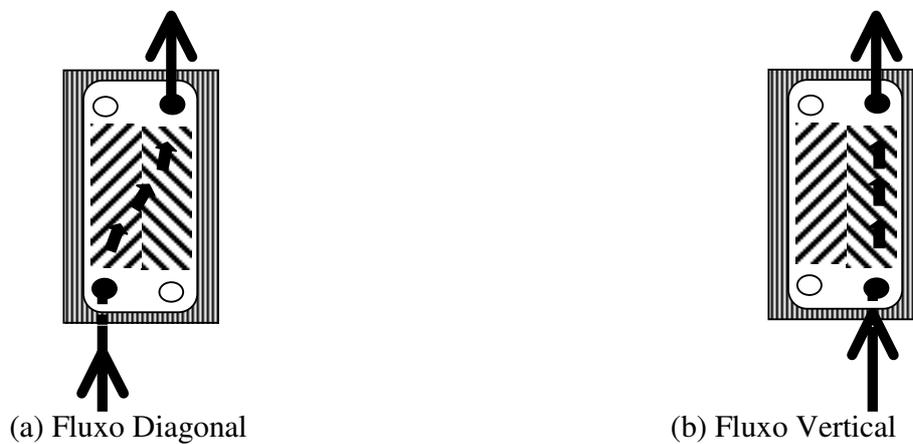


Figura 2.4: Diferentes tipos de fluxos em trocadores de calor a placas.

O fluxo diagonal tende a melhorar a distribuição do fluido dentro do canal, evitando a formação de áreas de estagnação. Já o fluxo vertical tem a vantagem de exigir desenho e montagem mais simples, onde as conexões de cada fluido ficam isoladas nos lados direito e esquerdo do trocador. A gaxeta para fluxo vertical é única e deve ser rotacionada em 180° para alternar o fluxo à direita ou à esquerda. Para que uma configuração seja viável é necessário que todos os canais do trocador tenham o mesmo tipo de fluxo no canal.

O tipo de fluxo nos canais do TCP pode influenciar a perda de carga e o coeficiente de transferência de calor. TELIS-ROMERO et al. (2004) estudaram a influência do tipo de fluxo na perda de carga e no coeficiente convectivo de transferência de calor de cerveja nos canais do TCP e obtiveram correlações empíricas para a determinação do fator de atrito e do coeficiente convectivo de transferência de calor para cada tipo de escoamento.

3. MATERIAL E MÉTODOS

3.1. Matéria-Prima

Foram adquiridos ovos *in natura* de uma mesma granja, instalada na cidade de Barretos - SP. Estes ovos foram utilizados em um período máximo de 24 horas após a postura. Procurou-se, com isso, garantir uma matéria-prima com características constantes ao longo do trabalho.

Como parâmetro de controle da matéria-prima foi adotado o teor de água e cinzas, os quais variam em função do tempo de postura. As amostras ensaiadas apresentaram teor de água em torno de $74,41 \pm 0,18\%$ e teor de cinzas em torno de $(0,96 \pm 0,04)\%$.

3.2. Reologia

Os parâmetros reológicos do ovo integral foram determinados utilizando-se um reômetro rotacional do tipo cone e placa de tensão controlada, marca TA modelo AR 2000 com sistema de aquisição de dados AR V.5.3.0, localizado no laboratório da UNESP - Campus de São José do Rio Preto. O reômetro é equipado com uma camisa externa que aquece ou resfria a placa inferior do reômetro, onde a temperatura da amostra mantém-se constante durante cada experimento.

A quantidade de amostra para o ensaio varia de acordo com o tamanho do cone e placa a ser utilizado. Para o ensaio realizado, o volume de amostra utilizado foi de 0,5 mL para a placa de 40 mm de diâmetro e de 4 mL para o cone-placa de 60 mm de diâmetro e inclinação de 4° .

O intervalo de temperatura analisado no estudo foi de 289 K a 335 K nas faixas de taxa de deformação entre 0,1 a 480 s^{-1} . Todas as medições foram determinadas em duplicata.

A amostra de ovo integral contendo 4 mL foi colocada vagarosamente no cilindro inferior do reômetro. Após a colocação da amostra, a placa utilizada para medição desceu lentamente, entrando em contato com a amostra em questão. O sistema ficou em repouso até o corpo do reômetro e a amostra atingirem a temperatura de medição. Após o equilíbrio, iniciaram as medições, variando-se a velocidade de rotação de forma crescente, e, em seguida, de forma decrescente. O reômetro foi operado no regime contínuo de forma que

cada medição era realizada a cada 3 segundos, totalizando 31 pontos de medição em cada regime (ascendente e descendente).

Cálculo dos Parâmetros do Modelo de Ostwald-De Waele

Neste trabalho, devido as leituras no equipamento terem sido realizadas em ordem crescente e decrescente das velocidades angulares, os parâmetros reológicos foram determinados com os valores de tensão de cisalhamento máximos, na ordem crescente, e com os valores de tensão de cisalhamento de equilíbrio, na ordem decrescente.

O modelo de Ostwald-De Waele é não linear e, para a determinação dos parâmetros, utilizou-se o software *Microcal Origin*, onde foram fornecidos os valores de tensão de cisalhamento, taxa de deformação e a função do modelo. O melhor ajuste dos dados ao modelo ocorreu quando os coeficientes de determinação aproximaram-se da unidade.

3.2.1. *Tixotropia*

As amostras, após serem homogeneizadas manualmente (retirada a película da gema), foram deixadas em repouso no copo do reômetro por 10 minutos, antes de iniciar as medidas, propiciando o seu relaxamento e equilíbrio da sua temperatura com a do ensaio.

Para o estudo da influência do tempo de escoamento sobre o comportamento reológico do fluido, foi conduzido um experimento de “rheomalaxis” ou reo-destruição (STEFFE, 1996). Esse experimento foi conduzido para uma única temperatura (289 K). Nesse experimento, o fluido foi submetido a um total de dez (10) valores de taxas de deformação crescentes. Em cada uma dessas taxas, o fluido foi deixado em cisalhamento constante por um período de 360 segundos, sendo uma leitura de torque realizada a cada intervalo de 30 segundos. Com base nos resultados deste experimento, nas demais temperaturas estudadas, as curvas reológicas foram determinadas em um percurso de taxas de deformação crescentes (curva de “ida”), seguido de um período de 360 segundos de cisalhamento constante na maior taxa de deformação atingida, e, finalmente, em um percurso de taxas de deformação decrescentes.

3.3. Medidas de Queda de Pressão

A Figura 3.1 mostra um diagrama do equipamento utilizado para as medidas de queda de pressão durante o escoamento de ovo integral. O equipamento consiste em uma seção de troca de calor, onde a amostra foi aquecida por um banho termostático, mantido a temperatura constante marca Marconi, modelo MA-184, provido de uma mistura etanol/água (40/60). A seção do trocador de calor consiste de dois tubos circulares e horizontais de aço carbono com diâmetro nominal de 1 ½ in (DI = 40,8 mm) e ¾ in (DI = 20,9 mm), 3 dutos retangulares (imitando placas paralelas) de 122 x 12 mm, 140 x 12 e 122 x 8 mm e 3 dutos retangulares com superfícies corrugadas (3 *chevron* com ângulos de 45, 50 e 60°) de 122 x 8 mm. O comprimento total desta seção é de 1,44 m. Transmissores de pressão Smar, modelo LD-301 foram utilizados para medir a pressão estática em cinco diferentes posições ao longo do equipamento, a 12, 42, 72, 102 e 142 cm da entrada da seção do trocador de calor. A amostra foi bombeada por uma bomba de deslocamento positivo (KSB, modelo P-500). A parede da tubulação foi mantida a temperatura constante pelo banho mencionado anteriormente. Um homogeneizador estático foi acoplado ao final do equipamento para garantir uma temperatura homogênea do fluido estudado. Um medidor de vazão (MLW, modelo LD100) foi utilizado para um ajuste inicial da vazão pretendida em cada experimento, mas medidas exatas foram conseguidas pela determinação da massa de algumas amostras coletadas durante determinados intervalos de tempo.

3.4. Medidas de coeficientes convectivos de transferência de calor

De maneira geral, a determinação do fluxo de calor entre uma parede sólida e um fluido é apresentado pelo coeficiente convectivo de transferência de calor (h), ou na forma adimensional pelo número de Nusselt. A modelagem da transferência de calor por convecção na interface sólido-fluido, considerando uma condução através de uma fina

camada de fluido adjacente à superfície do sólido, $-k_f \left. \frac{\partial T}{\partial r} \right|_{r=1} = h_x (T_w - T_b)$, resulta no

número de Nusselt para placas paralelas:

$$\overline{Nu} = \frac{\overline{h} \cdot D_e}{k_f} \quad (3.1)$$

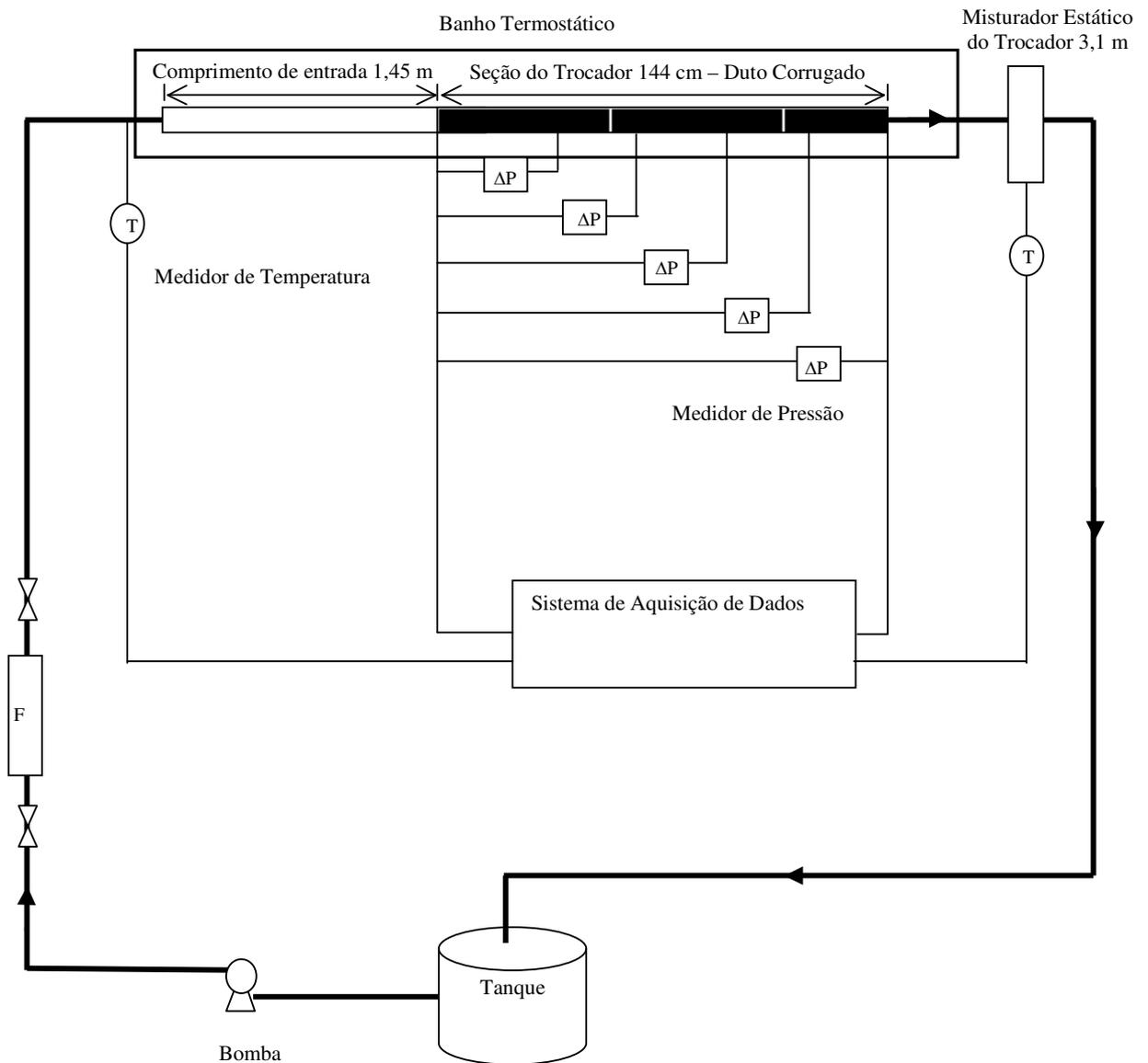


Figura 3.1: Diagrama do equipamento utilizado para as medidas de queda de pressão.

Para um fluido incompressível escoando através de dutos, o calor é transferido ao fluido por convecção é dado por:

$$q_{\text{conv}} = q_m = m C_p \Delta T_m = \bar{h} A_s \Delta T_{\text{ln}} \quad (3.2)$$

onde $\bar{h} = \frac{1}{L} \int_0^L h dx$ é o coeficiente médio de transferência de calor convectivo para todo o duto, e T_{parede} é constante e ΔT_{ln} , é definido por:

$$\Delta T_{\ln} = \frac{(T_{\text{quente, entrada}} - T_{\text{parede}}) - (T_{\text{quente, saída}} - T_{\text{parede}})}{\ln(T_{\text{quente, entrada}} - T_{\text{parede}}) / (T_{\text{quente, saída}} - T_{\text{parede}})} \quad (3.3)$$

O Nusselt foi determinado pela combinação das equações (3.1), (3.2) e (3.3).

O número de Stanton (St) é um número adimensional freqüentemente utilizado em correlações de transferência de calor para escoamentos forçados através de dutos. Este

adimensional é escrito como: $St = \frac{Nu}{Re Pr}$. Este número adimensional tem origem na

analogia de fenômenos de transferência na camada limite de temperatura e velocidade. No caso de fluidos não-newtonianos este adimensional fica:

$$St = \frac{Nu}{Re_g Pr_g} \quad (3.4)$$

Em um outro trabalho de transferência de calor, utilizando trocadores de calor a placas, RENÉ et al. (1991) utilizou uma relação de adimensionais na forma:

$$\frac{Nu}{Pr_g^{1/3}} = \frac{St}{Pr_g^{-2/3}} Re_g \quad (3.5)$$

Esta forma é útil para o agrupamento e apresentação de resultados e não altera o significado do número adimensional.

O aparelho usado para medir os coeficientes de transferência de calor é o mesmo que o apresentado na Figura 3.1. Nesse equipamento foram instaladas na entrada e na saída do duto duas colméias estáticas para homogeneizar a temperatura T_m do ovo. A temperatura da parede foi medida por meio de termopares cobre constantan. Um HP Data Logger modelo 75.000-B e uma interface HP-IB foram utilizados para monitorar as temperaturas e as pressões.

4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1. Reologia de Ovo Integral

4.1.1 Tixotropia de Ovo Integral

A presença da tixotropia no ovo integral foi verificada através dos reogramas, pois os valores das leituras realizadas com velocidades crescentes de rotação foram significativamente diferentes das obtidas com velocidades decrescentes. Dessa forma, houve a necessidade da realização de leituras, em todas as temperaturas, nos dois sentidos.

Como o objetivo deste trabalho não foi o estudo da tixotropia do ovo integral, os dados foram analisados apenas qualitativamente.

A presença da tixotropia do ovo integral pôde ser verificada através da Figura 4.1. Esse reograma relaciona tensão de cisalhamento e taxa de deformação. Pôde-se observar na Figura 4.1 o lóbulo de histerese, indicando a dependência do tempo e caracterizando o material como tixotrópico. Na Figura 4.1, verificou-se que na maior temperatura analisada houve uma pequena variação dos valores de tensão de cisalhamento da curva ascendente em relação à descendente, ou seja, a área formada pelas curvas é menor, indicando que, à medida que se aumenta a temperatura, a tixotropia tende a desaparecer.

Neste trabalho foi realizado um estudo de Rheommalaxis, visando a quantificação do tempo necessário para o fluido alcançar o equilíbrio. Para isto foram realizados 10 experimentos com uma amostra de ovo integral na temperatura mais baixa, onde foi demonstrado o maior lóbulo de histerese. Os resultados são demonstrados na Tabela 4.1.

Deste estudo concluiu-se que o tempo de 300 segundos é necessário para o ovo alcançar o equilíbrio estrutural.

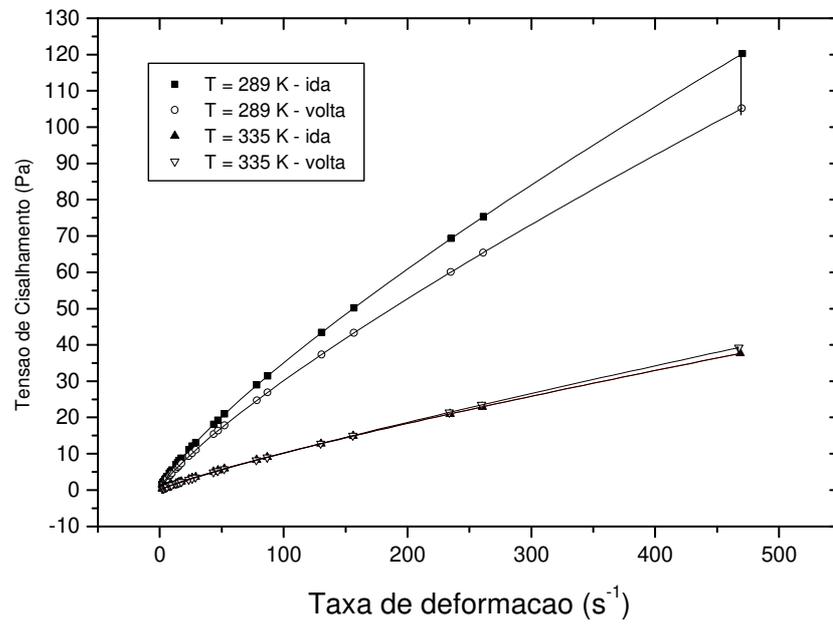


Figura 4.1: Influência da temperatura na tixotropia de ovo integral.

Tabela 4.1: Tensão de cisalhamento de equilíbrio (N/m^2) de ovo integral na temperatura de 289 K.

Tensão de cisalhamento em N/m^2										
$\dot{\gamma}$ (s^{-1})	43,59	47,08	52,31	78,46	87,18	130,7	156,9	235,3	261,5	470,7
Tempo (s)										
30	18,16	19,25	21,00	29,02	31,60	43,42	50,17	69,23	75,25	119,74
60	17,35	18,38	19,91	27,40	29,69	41,29	47,75	65,83	71,60	114,64
90	17,06	18,13	19,88	27,72	30,36	41,46	47,98	66,63	72,49	115,57
120	16,68	17,69	19,29	26,77	29,18	40,27	46,62	64,62	70,33	112,61
150	16,44	17,44	19,02	26,41	28,79	39,77	46,05	63,88	69,53	111,46
180	16,15	17,09	18,49	25,49	27,60	38,65	44,78	61,90	67,39	108,58
210	16,11	17,09	18,68	26,02	28,42	39,17	45,39	63,10	68,70	110,21
240	15,94	16,90	18,44	25,65	27,97	38,70	44,85	62,32	67,86	109,04
270	15,75	16,66	18,07	25,00	27,13	37,92	43,96	60,92	66,34	107,01
300	15,70	16,64	18,16	25,29	27,58	38,19	44,28	61,57	67,07	107,90
330	15,51	16,53	18,05	25,13	27,26	37,78	44,04	61,26	66,21	107,41
360	15,51	16,43	17,94	24,99	27,26	37,78	43,81	60,97	66,21	106,96

4.1.2. Reologia Independente do Tempo do Ovo Integral

Neste trabalho foram obtidos reogramas de ovo integral entre temperaturas de 289 a 335K.

O ovo integral teve um comportamento não-Newtoniano, com parâmetros reológicos levemente dependentes do tempo. Apesar da existência de tixotropia, a manifestação do tempo nas curvas de escoamento do material foi analisada, considerando modelos para fluidos com comportamento reológico independente do tempo, isto é, os dados experimentais foram ajustados pelo modelo de Ostwald-De Waele, utilizando as curvas de tensão de cisalhamento máxima e tensão de cisalhamento no equilíbrio. Optou-se por esse tipo de análise em virtude da não existência de correlações para a determinação de coeficientes de transferência de calor convectivos e fatores de atrito que levem em conta parâmetros de tixotropia dos fluidos. Dessa forma, tendo em vista que um dos objetivos deste trabalho era a obtenção de parâmetros reológicos para serem utilizados no projeto de

trocadores de calor do tipo placas, decidiu-se por uma abordagem mais prática do assunto, sem a preocupação de modelar e/ou explicar a tixotropia, mas sim determinar o seu efeito no cálculo de parâmetros de projeto. Baseado no item anterior, pôde-se concluir que o comportamento de equilíbrio é alcançado em 300 segundos.

O modelo reológico de Ostwald-De Waele foi utilizado para analisar os dados experimentais, por ser relativamente simples, de fácil compreensão e com algumas bases em aplicações de hidrodinâmica e transferência de calor. Para o ajuste do modelo reológico dos dados experimentais foram utilizados os pontos das curvas ascendentes (máxima) e descendentes (equilíbrio).

Baseando-se em trabalhos similares (CABRAL, 2000), para o cálculo dos parâmetros desse modelo, foram desprezadas as taxas de deformação muito altas e muito baixa, totalizando um número de 29 dados para cada um dos experimentos realizados. As altas taxas de deformação foram desprezadas, pois, para baixas temperaturas, não foi possível trabalhar com altas velocidades de rotação. Além disso, algumas das hipóteses da solução de KRIEGER e ELROD (1953) utilizadas para se obter a taxa de deformação poderiam ser violadas, tais como: regime estacionário e laminar, ausência de escoamento na parede, e ausência de escoamento radial e axial. As baixas taxas de deformação também foram desconsideradas porque também poderiam violar as hipóteses utilizadas na análise matemática. Portanto, a fim de se obter a mesma representatividade dos dados experimentais, utilizou-se a mesma faixa de taxa de deformação em todas as temperaturas estudadas.

Os reogramas do ovo integral para a faixa de temperaturas, variando de 289 a 335 K, apresentaram um comportamento pseudoplástico (Figura 4.1). CABRAL (2000) estudando a reologia de extrato de café, também obteve este comportamento. De acordo com EHLERS (1980) este comportamento pode ser atribuído principalmente à presença de proteínas e outras moléculas complexas do ovo.

As leituras no reômetro foram realizadas de forma contínua desde a menor taxa de deformação até a maior ($475,5 \text{ s}^{-1}$) em forma ascendente e posteriormente em forma descendente até uma tensão de cisalhamento mínima a uma taxa de deformação ($8,7 \text{ s}^{-1}$).

O ajuste do modelo de Ostwald-De Waele permitiu o cálculo dos parâmetros reológicos do fluido, índice de consistência (K) e índice de comportamento (n), os quais

foram determinados utilizando-se o modelo nas diferentes temperaturas. Tais parâmetros, considerando as curvas ascendente e descendente, podem ser vistos nas Tabelas 4.2 e 4.3. Comparando-se quantitativamente os parâmetros reológicos obtidos para essas curvas, observou-se que a maior diferença no índice de consistência foi de 26,2% ($T = 301 \text{ K}$) e no índice de comportamento do fluido foi de 5,3% ($T = 328 \text{ K}$).

Os coeficientes de determinação para todos os ajustes situaram-se na faixa de 0,995 a 0,999. Os valores obtidos neste trabalho são próximos aos obtidos por THOMAZ (2002) para misturas de clara-gema.

Pôde ser visto, nas Tabelas 4.2 e 4.3, que o índice de comportamento variou de 0,795 a 0,881, valores menores que a unidade, indicando que, nesta faixa de temperatura, o ovo integral possui natureza pseudoplástica. Verificou-se também, que a influência da temperatura foi relevante, principalmente quando se trata da pasteurização deste. O índice de consistência variou de 0,181 a 0,902 $\text{dina.s}^n/\text{cm}^2$.

Tabela 4.2: Parâmetros reológicos de ovo integral em diferentes temperaturas – tensão de cisalhamento de equilíbrio.

Temperatura (K)	Duplicata, triplicada, média e desvio padrão				
	K_1	K_2	K_3	\bar{K}	Desvio Padrão
Índice de Consistência, ($\text{dina.cm}^{-2} \cdot \text{s}^n$)*					
289	0,722	0,736	0,729	0,729	$\pm 0,007$
295	0,588	0,606	0,576	0,590	$\pm 0,015$
301	0,483	0,488	0,502	0,491	$\pm 0,010$
307	0,399	0,395	0,403	0,399	$\pm 0,004$
314	0,323	0,320	0,326	0,323	$\pm 0,003$
321	0,264	0,261	0,256	0,260	$\pm 0,004$
328	0,217	0,213	0,221	0,217	$\pm 0,004$
335	0,180	0,182	0,182	0,181	$\pm 0,001$
Índice de Comportamento do Fluido, n^*					
289	0,812	0,798	0,814	0,808	$\pm 0,009$
295	0,822	0,796	0,819	0,812	$\pm 0,014$
301	0,831	0,856	0,838	0,842	$\pm 0,013$
307	0,840	0,825	0,842	0,836	$\pm 0,009$
314	0,851	0,835	0,852	0,846	$\pm 0,009$
321	0,860	0,829	0,855	0,848	$\pm 0,017$
328	0,870	0,896	0,873	0,880	$\pm 0,014$
335	0,879	0,864	0,881	0,875	$\pm 0,010$

*Válido para taxas de deformação entre 8,79 e 475,5 s^{-1} .

Tabela 4.3: Parâmetros reológicos de ovo integral em diferentes temperaturas – tensão de cisalhamento máxima.

Temperatura (K)	Duplicata, triplicada, média e desvio padrão				
	K ₁	K ₂	K ₃	\bar{K}	Desvio Padrão
Índice de Consistência, (dina.cm ⁻² .s ⁿ)*					
289	0,911	0,874	0,920	0,902	0,025
295	0,735	0,682	0,720	0,712	0,027
301	0,597	0,640	0,622	0,620	0,021
307	0,490	0,470	0,495	0,485	0,013
314	0,392	0,376	0,396	0,388	0,011
321	0,317	0,291	0,308	0,305	0,013
328	0,259	0,277	0,264	0,267	0,010
335	0,213	0,204	0,215	0,211	0,006
Índice de Comportamento do Fluido, n*					
289	0,792	0,798	0,794	0,795	0,003
295	0,799	0,809	0,794	0,800	0,008
301	0,806	0,809	0,816	0,810	0,005
307	0,812	0,809	0,815	0,812	0,003
314	0,820	0,816	0,822	0,819	0,003
321	0,827	0,823	0,819	0,823	0,004
328	0,834	0,827	0,839	0,833	0,006
335	0,841	0,844	0,843	0,843	0,002

*Válido para taxas de deformação entre 8,79 e 475,5 s⁻¹.

Foi encontrada uma função exponencial para o índice de consistência determinada na tensão máxima em função da temperatura. Esta função é apresentada pela equação (4.1):

$$K \left(\frac{\text{Newton}}{\text{m}^2} \text{ n} \right) = 0,000002534 \exp \left(\frac{25.178,9 \left(\frac{\text{J}}{\text{mol}} \right)}{8,314 \left(\frac{\text{J}}{\text{mol K}} \right) T(\text{K})} \right) \quad (4.1)$$

onde 8,314 J/molK é a constante dos gases e 25.178,9 J/mol é a energia de ativação.

No caso dos dados obtidos com tensões de cisalhamento de equilíbrio tem-se:

$$K \left(\frac{\text{Newton}}{\text{m}^2} n \right) = 0,0000026729 \exp \left(\frac{24.541,3 \left(\frac{\text{J}}{\text{mol}} \right)}{8,314 \left(\frac{\text{J}}{\text{mol K}} \right) T (\text{K})} \right) \quad (4.2)$$

onde 8,314 J/molK é a constante dos gases e 24.541,3 J/mol é a energia de ativação.

No caso do índice de comportamento do fluido a função que melhor se ajustou aos dados da tensão máxima foi a representada pela equação (4.3):

$$n = 0,09403T^{0,3766} \quad (4.3)$$

e para a tensão de equilíbrio:

$$n = 0,03453T^{0,5567} \quad (4.4)$$

4.2. Propriedades Termofísicas

Neste trabalho foram utilizadas as correlações obtidas por COIMBRA *et al.* (2005) para misturas de ovo em função da fração de água e a temperatura:

$$\rho \text{ (kg/m}^3\text{)} = 1291,6 - 0,0558T - 280,4 X_w \quad (4.5)$$

$$\lambda \text{ (W/m K)} = 0,2822 - 0,0004 T + 0,4260 X_w \quad (4.6)$$

$$c_p \text{ (kJ/kg K)} = 0,7449 + 0,0024 T + 2,4048 X_w \quad (4.7)$$

4.3. Hidrodinâmica do Escoamento de Ovo durante o Aquecimento

Uma das mais importantes aplicações dos parâmetros reológicos pode ser encontrada no dimensionamento de bombas e tubulações, onde os cálculos de perda de carga durante o escoamento exigem o conhecimento do fator de atrito, f . Este, por sua vez, é fortemente influenciado pelo comportamento reológico do fluido.

Sendo assim, procedeu-se uma análise visando demonstrar a utilização dos resultados experimentais obtidos nos itens anteriores e a influência da tixotropia nos cálculos de fatores de atrito durante o escoamento de ovo integral submetido a um processo de aquecimento.

Assim mesmo, um dos objetivos é o de se obter correlações para os fatores de atrito nos dutos retangulares.

4.3.1 Aferição do Sistema de Perda de Carga com Duto Circular e Placas Paralelas Utilizando Soluções Padrão

Os fluidos utilizados para aferição do equipamento foram duas soluções aquosas de goma xantana (0,4% e 0,5%) e duas soluções aquosas de CMC (0,3% e 0,6%). Os parâmetros reológicos encontrados nestas soluções foram $K = 0,893 \text{ Pa.s}^n$, $n = 0,410$ ($r^2 = 0,998$) para a concentração de 0,4%, $K = 1,489 \text{ Pa.s}^n$, $n = 0,360$ ($r^2 = 0,999$) para a concentração de 0,5% das soluções de goma xantana e $K = 0,951 \text{ Pa.s}^n$, $n = 0,534$ ($r^2 = 0,996$) para a concentração de 0,3%, $K = 2,141 \text{ Pa.s}^n$, $n = 0,478$ ($r^2 = 0,999$) para a concentração de 0,6% das soluções de CMC. Estas soluções nas mesmas concentrações foram utilizadas por Araújo (2003) e os parâmetros diferem muito pouco dos obtidos por ele.

A massa específica, a velocidade média e a perda de pressão do escoamento de soluções aquosa de goma xantana e carboximetil celulose, além das dimensões da tubulação, foram utilizados na equação (4.8) para o cálculo dos fatores de Fanning. Estes resultados foram correlacionados com o número de Reynolds calculado com os parâmetros encontrados neste trabalho.

De acordo com GARCIA & STEFFE (1987), o fator de atrito é definido como:

$$f = \frac{2\tau_w}{\rho v^2} \quad (4.8)$$

onde ρ é a massa específica do fluido, v é a velocidade média do fluido, e τ_w é a tensão de cisalhamento na parede, dada por:

$$\tau_w = \frac{D_e \Delta P}{4L} \quad (4.9)$$

onde D_e é o diâmetro do tubo e ΔP é a queda de pressão observada no comprimento L do tubo.

Para o escoamento das soluções poliméricas padrão, o fator de atrito obtido experimentalmente foi correlacionado em função do número de Reynolds, com os índices de consistência e de comportamento do fluido padrão já conhecidos, nas mesmas temperaturas utilizadas na determinação da densidade. A partir dos fatores de atrito de Fanning e do número de Reynolds generalizado foram feitos ajustes e os parâmetros introduzidos por DELPLACE e LEULIET (1995), ξ e ν foram obtidos.

Estes resultados são mostrados na Figura 4.2, qual apresenta o diagrama de Moody para as soluções padrões. O erro relativo obtido pela equação (4.10) indicou um bom ajuste entre os valores experimentais e os preditos – o erro mínimo foi de 6,34 % com um máximo de 9,67%.

$$\Delta\% \text{erro} = 100 \frac{|\text{observado} - \text{predito}|}{\text{observado}} \quad (4.10)$$

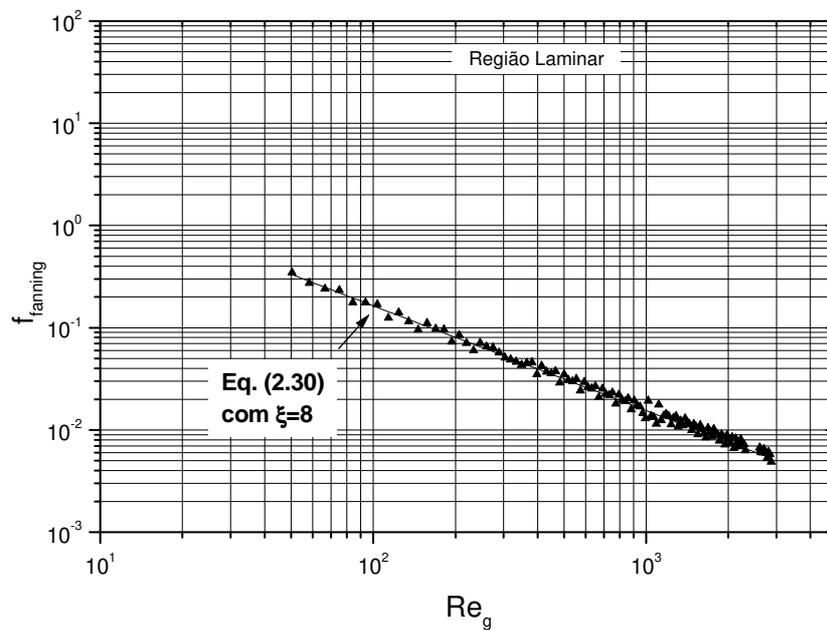


Figura 4.2: Fatores de atrito experimentais em dutos circulares para soluções padrão (xantana e CMC), utilizando os parâmetros reológicos do modelo de Ostwald-De Waele ajustados à equação (2.31).

Para as placas paralelas foram utilizadas as equações (4.8) e (4.9) introduzindo o conceito de diâmetro equivalente.

Os resultados foram mostrados na Figura 4.3. O erro relativo obtido pela equação (4.10) indicou um bom ajuste entre os valores experimentais e os preditos – o erro mínimo foi de 4,15 % com um máximo de 6,95%.

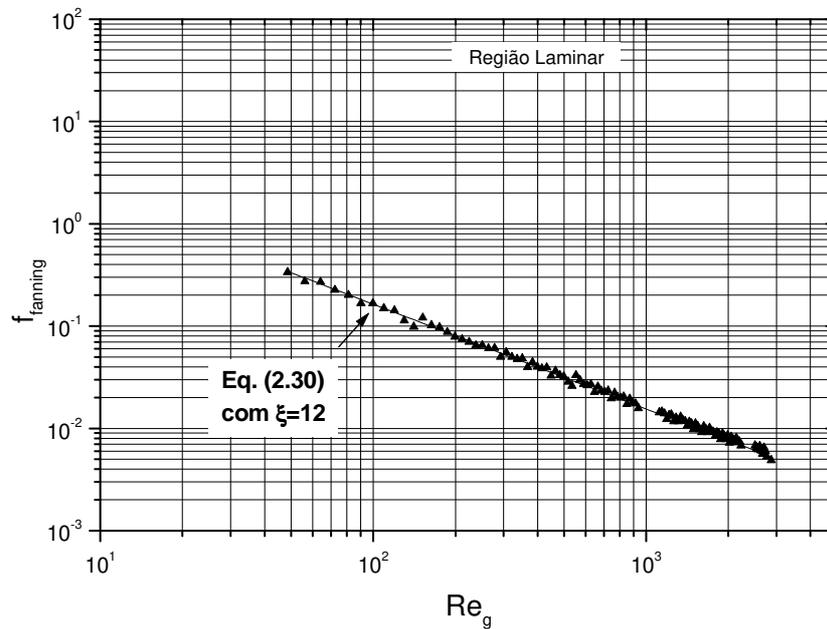


Figura 4.3: Fatores de atrito experimentais em dutos retangulares (placas paralelas) para soluções padrão (xantana e CMC) utilizando os parâmetros reológicos do modelo de Ostwald-De Waele ajustados à equação (2.31).

Na Tabela 4.4 são mostrados os parâmetros, ξ e ν para dutos circulares e placas paralelas.

Tabela 4.4: Parâmetros ν e ξ teóricos e experimentais para diversas geometrias de dutos com o intuito de aferir o equipamento

Geometria	ξ_{teorico}	$\xi_{\text{experimental}}$	ν_{teorico}	$\nu_{\text{experimental}}$
Tubo circular	8,000	7,894	3,000	3,040
Placas paralelas infinitas	12,000	11,445	2,000	2,097

4.3.2. Hidrodinâmica de ovo integral escoando em duto retangular com formato chevron.

Os parâmetros reológicos utilizados neste trabalho foram aqueles determinados na tensão máxima de cisalhamento (tabela 4.3). Na equação (4.9), D_e é o diâmetro equivalente definido pela equação (4.11) e ΔP é a perda de carga observada em um determinado comprimento de duto:

$$D_e = \frac{4A_e}{P_w} = \frac{4(bw)}{2(b+w\phi)} \cong \frac{2b}{\phi} \quad (4.11)$$

onde, $\phi = \frac{A_p}{wL}$, $A_p = \phi wL$.

No caso de escoamento laminar, o fator de atrito pode ser obtido de uma simples função do número de Reynolds, o qual é idêntico à equação de Hagen-Poiseuille.

$$f = \frac{2\xi}{\text{Re}_g} \quad (2.31)$$

onde

$$\text{Re}_g = \frac{D_e v \rho}{\mu_g} \quad (2.27)$$

e

$$\mu_g = K\xi^{n-1} \left(\frac{v}{D} \right)^{n-1} \left(\frac{vn+1}{(v+1)n} \right)^n \quad (2.28)$$

No caso de escoamento turbulento para dutos retangulares com placas corrugadas o fator de atrito pode ser obtido de uma equação do tipo Blasius (SAUNDERS, 1988).

$$f = \frac{Cte 1}{\text{Re}_g^{Cte 2}} \quad (4.12)$$

Os experimentos foram executados durante o aquecimento de ovo integral e as medidas de perda de carga foram utilizadas para determinar o fator de atrito, de acordo com as equações (2.27), (2.28), (4.5), (4.6) e (4.7). As densidades foram determinadas na temperatura média entre as condições iniciais e finais atingidas pelo escoamento de ovo utilizando as correlações obtidas por COIMBRA et al. (2005) (Eq. 4.5).

A dependência do fator de atrito, obtido experimentalmente, com o número de Reynolds determinado com viscosidades obtidas com a equação (2.28) na mesma temperatura média utilizada para determinar a densidade são mostrados nas Figuras 4.4 e 4.5, os quais representam diagramas do tipo “Moody” para escoamento diagonal e paralelo do ovo integral. Foram obtidas seis correlações para os três tipos de placas no regime laminar apresentadas pelas equações (4.13), (4.15) e (4.17) para o escoamento diagonal e (4.19), (4.21) e (4.23) para o escoamento paralelo. Para o escoamento no regime turbulento também foram obtidas seis correlações apresentadas pelas equações (4.14), (4.16) e (4.18) para o escoamento diagonal e (4.20), (4.22) e (4.24) para o escoamento paralelo. Os dados

experimentais foram divididos em duas séries separadas, correspondentes ao regime laminar ou turbulento, assim como a direção do escoamento se diagonal ou paralelo.

Pode-se observar uma ligeira maior perda de carga nas placas onde a corrugação foi mais pronunciada nas placas *chevron* de 45° para 60°. Isto é devido à maior turbulência do escoamento. Assim mesmo, também pode-se observar uma maior perda de carga quando o escoamento é diagonal e não paralelo. Isto devido à maior dificuldade de escoar.

Escoamento Diagonal:

Chevron 45°

Para $Re < 58,3$

$$f = \frac{66,08}{Re_g} \quad (4.13)$$

com $\xi = 33,04$ e $r^2 = 0,963$

Para $66,7 \leq Re \leq 244,5$

$$f = \frac{13,40}{Re^{0.5907}} \quad (4.14)$$

$r^2 = 0,941$

Chevron 50°

Para $Re < 44,87$

$$f = \frac{56,66}{Re_g} \quad (4.15)$$

com $\xi = 28,33$ e $r^2 = 0,963$

Para $55,4 \leq Re \leq 199,8$

$$f = \frac{11,83}{Re^{0.605}} \quad (4.16)$$

$r^2 = 0,988$

Chevron 60°

Para $Re < 58,6$

$$f = \frac{40,32}{\text{Re}_g} \quad (4.17)$$

$$\text{com } \xi = 20,16 \text{ e } r^2 = 0,963$$

Para $65,6 \leq \text{Re} \leq 216,1$

$$f = \frac{4,88}{\text{Re}^{0,514}} \quad (4.18)$$

$$r^2 = 0,988$$

Escoamento Paralelo

Chevron 45°

Para $\text{Re} < 60,2$

$$f = \frac{62,88}{\text{Re}_g} \quad (4.19)$$

$$\text{com } \xi = 31,44 \text{ e } r^2 = 0,949$$

Para $68,1 \leq \text{Re} \leq 234,3$

$$f = \frac{11,82}{\text{Re}^{0,591}} \quad (4.20)$$

$$r^2 = 0,988$$

Chevron 50°

Para $\text{Re} < 40,99$

$$f = \frac{53,96}{\text{Re}_g} \quad (4.21)$$

$$\text{com } \xi = 26,98 \text{ e } r^2 = 0,986$$

Para $51,3 \leq \text{Re} \leq 211,1$

$$f = \frac{10,44}{\text{Re}^{0,599}} \quad (4.22)$$

$$r^2 = 0,981$$

Chevron 60°

Para $Re < 55,6$

$$f = \frac{37,28}{Re_g} \quad (4.23)$$

com $\xi = 18,02$ e $r^2 = 0,993$

Para $60,7 \leq Re \leq 224,6$

$$f = \frac{3,96}{Re^{0,501}} \quad (4.24)$$

$$r^2 = 0,981$$

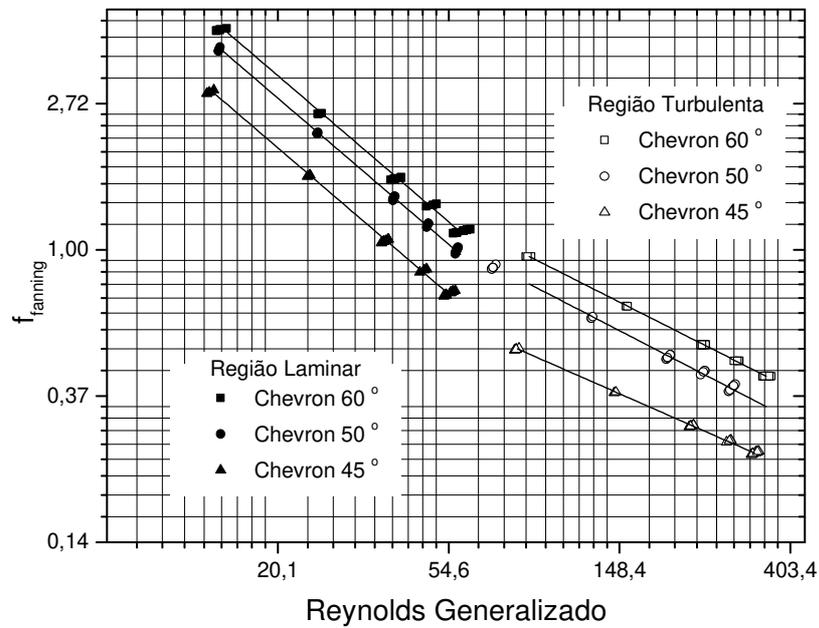


Figura 4.4: Escoamento Diagonal

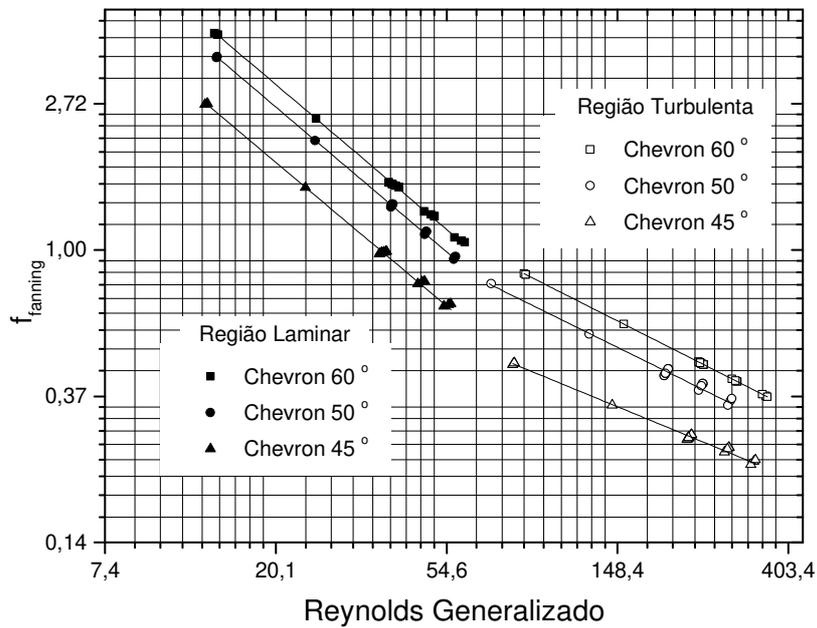


Figura 4.5: Escoamento Paralelo

4.4. Transferência de calor de ovo integral escoando em duto retangular com formato chevron

Neste item selecionou-se a temperatura média entre a de entrada e saída do duto para determinar as propriedades termofísicas do fluido, já que estas são influenciadas pela temperatura como mostram as equações (4.1) a (4.7).

Na Figura 4.6 é mostrada dependência do número de Nusselt no formato da relação $\frac{Nu}{Pr_g^{1/3}}$ em função do Reynolds generalizado. Como o número de Nusselt é proporcional ao coeficiente convectivo de transferência de calor, pode-se observar claramente a relação que este tem com o formato da placa, ou seja, quanto maior o ângulo maior a troca térmica.

Assim como no estudo da hidrodinâmica, neste trabalho foram utilizados os parâmetros reológicos determinados na tensão máxima de cisalhamento (tabela 4.3). No número de Reynolds generalizado (equação, 2.27) D_e é o diâmetro equivalente definido pela equação (4.11).

No caso de escoamento laminar, o coeficiente convectivo de calor pode ser obtido de uma função do número de Reynolds e Prandtl baseado em trabalhos que tratam com fluidos Newtonianos.

$$Nu = a_1 \text{Re}_g^{a_2} \text{Pr}_g^{a_3} \quad (4.25)$$

onde

$$Nu = \frac{hD_e}{\lambda} \quad (4.26)$$

$$\text{Re}_g = \frac{D_e v \rho}{\mu_g} \quad (2.27)$$

$$\text{Pr}_g = \frac{\mu_g C_p}{\lambda} \quad (2.32)$$

e

$$\mu_g = K \xi^{n-1} \left(\frac{v}{D} \right)^{n-1} \left(\frac{v n + 1}{(v + 1)n} \right)^n \quad (2.28)$$

Os experimentos foram executados durante o aquecimento de ovo integral, e foram medidas as temperaturas de mistura na entrada e saída do fluido, vazão mássica do fluido, temperatura da parede, já que estas foram necessárias para se determinar \bar{h} através das equações (3.1) e (3.2). As densidades, calores específicos e condutividades térmicas foram determinadas na temperatura média entre as condições iniciais e finais atingidas pelo escoamento de ovo utilizando as correlações obtidas por COIMBRA et al (2005), Eqs. 4.5, 4.6 e 4.7.

O coeficiente convectivo de transferência de calor foi obtido experimentalmente através da correlação ajustada (4.25) com a utilização das viscosidades obtidas com a equação (2.28), nas mesmas temperaturas médias utilizadas para determinação das propriedades termo-físicas. Os dados experimentais foram divididos em duas séries separadas, correspondentes ao regime laminar ou turbulento, assim como a direção do escoamento, diagonal ou paralelo. Alguns destes resultados são mostrados nas Figuras 4.6 e 4.7, as quais representam diagramas para escoamento diagonal e paralelo do ovo integral, respectivamente. Foram obtidas seis correlações para os três tipos de placas no regime laminar apresentadas pelas equações (4.27), (4.29) e (4.31) para o escoamento diagonal e

(4.28), (4.30) e (4.32) para o escoamento paralelo. Para o escoamento em regime turbulento também foram obtidas seis correlações apresentadas pelas equações (4.33), (4.35) e (4.37) para o escoamento diagonal e (4.34), (4.36) e (4.38) para o escoamento paralelo.

Pôde-se observar uma ligeira maior eficiência na transferência de calor convectiva nas placas, onde a corrugação foi mais pronunciada para placas *chevron* de 45° para 60°. Isto é devido à maior turbulência do escoamento. Assim, também foi possível observar uma maior transferência de calor quando o escoamento é diagonal ao paralelo. Isto devido à maior dificuldade do escoamento. É importante ressaltar uma analogia lógica de estudos de transferência de calor: maior perda de carga promove maior troca de calor devido a maior turbulência e maior atrito, reduzindo a camada estática próxima a parede e promovendo maior convecção.

Assim, obteve-se as seguintes correlações, baseada no número de Stanton modificado, para as respectivas configurações:

Escoamento Diagonal:

Chevron 45°

Para $Re < 58,3$

$$\frac{Nu}{Pr_g^{1/3}} = 29,7 Re_g^{0,027} \quad (4.27)$$

$$r^2 = 0,863$$

Para $66,7 \leq Re \leq 244,5$

$$\frac{Nu}{Pr_g^{1/3}} = 6,4 Re_g^{0,417} \quad (4.28)$$

$$r^2 = 0,841$$

Chevron 50°

Para $Re < 44,87$

$$\frac{Nu}{Pr_g^{1/3}} = 27,1 Re_g^{0,012} \quad (4.29)$$

$$r^2 = 0,796$$

Para $55,4 \leq Re \leq 199,8$

$$\frac{Nu}{Pr_g^{1/3}} = 5,4 Re_g^{0,413} \quad (4.30)$$

$$r^2 = 0,988$$

Chevron 60°

Para $Re < 58,6$

$$\frac{Nu}{Pr_g^{1/3}} = 18,5 Re_g^{0,022} \quad (4.31)$$

$$r^2 = 0,834$$

Para $65,6 \leq Re \leq 216,1$

$$\frac{Nu}{Pr_g^{1/3}} = 2,3 Re_g^{0,498} \quad (4.32)$$

$$r^2 = 0,988$$

Escoamento Paralelo

Chevron 45°

Para $Re < 58,3$

$$\frac{Nu}{Pr_g^{1/3}} = 29,8 Re_g^{0,014} \quad (4.33)$$

$$r^2 = 0,878$$

Para $66,7 \leq Re \leq 244,5$

$$\frac{Nu}{Pr_g^{1/3}} = 5,9 Re_g^{0,409} \quad (4.34)$$

$$r^2 = 0,829$$

Chevron 50°

Para $Re < 44,87$

$$\frac{Nu}{Pr_g^{1/3}} = 25,5 Re_g^{0,015} \quad (4.35)$$

$$r^2 = 0,779$$

Para $55,4 \leq Re \leq 199,8$

$$\frac{Nu}{Pr_g^{1/3}} = 3,9 Re_g^{0,452} \quad (4.36)$$

$$r^2 = 0,957$$

Chevron 60°

Para $Re < 58,6$

$$\frac{Nu}{Pr_g^{1/3}} = 16,7 Re_g^{0,030} \quad (4.37)$$

$$r^2 = 0,821$$

Para $65,6 \leq Re \leq 216,1$

$$\frac{Nu}{Pr_g^{1/3}} = 1,7 Re_g^{0,535} \quad (4.38)$$

$$r^2 = 0,869$$

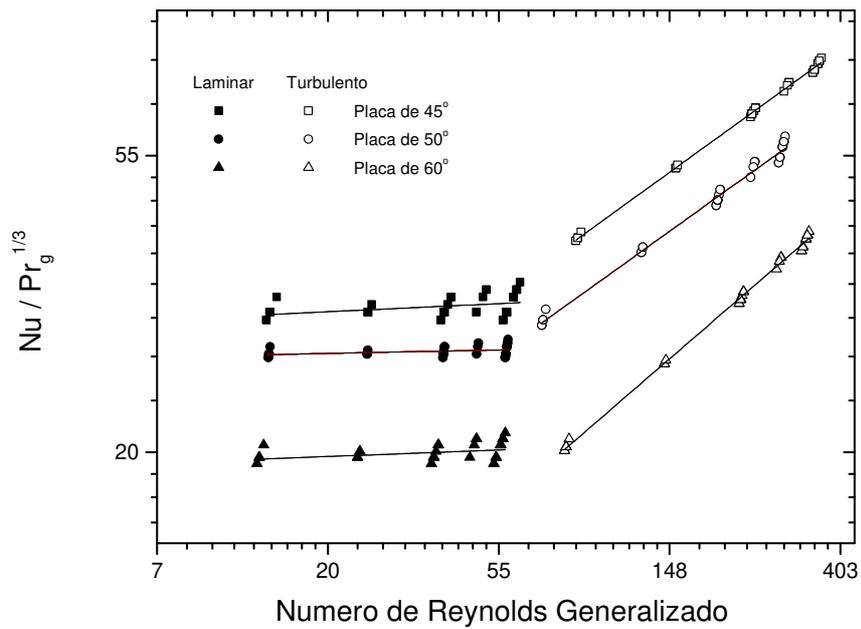


Figura 4.6: Escoamento Diagonal

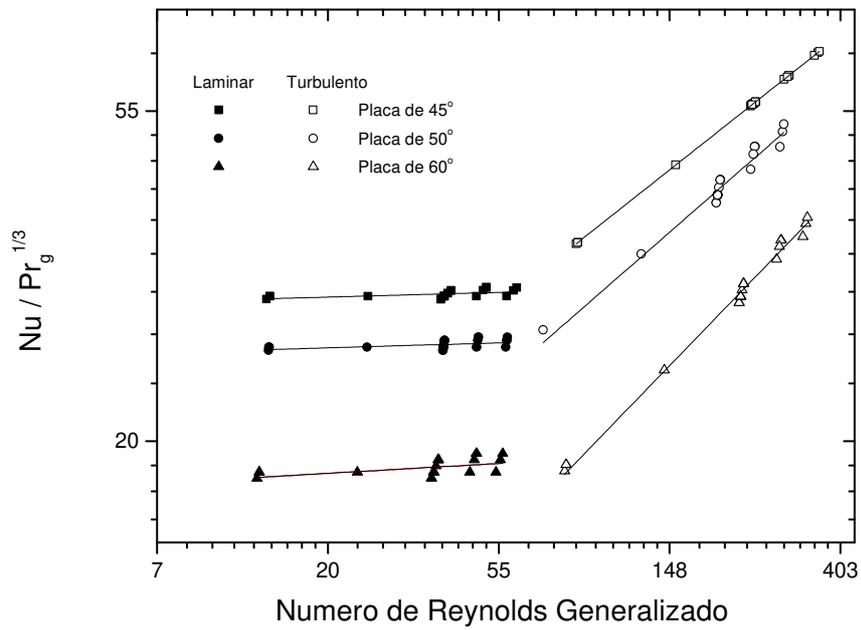


Figura 4.7: Escoamento Paralelo

Pelas figuras 4.7 e 4.6 pôde-se observar que quanto maior o coeficiente angular, maior é a transferência de calor, havendo um ligeiro aumento no coeficiente angular com o aumento do ângulo das ranhuras nas placas, 45 a 60°, e uma variação significativa quando ocorre a mudança no regime de escoamento de laminar para turbulento.

5. CONCLUSÃO

- 1) A presença de tixotropia no ovo integral foi verificada através da existência de histerese no reograma de tensão de cisalhamento e taxa de deformação, o que indica a dependência do tempo.
- 2) A temperatura influencia o comportamento reológico do ovo integral, sendo que à medida que se aumenta a temperatura, a tixotropia tende a desaparecer.
- 3) Ao analisar o comportamento reológico do ovo com o modelo de Ostwald - De Waele, modelo reológico independente do tempo, verificou-se que o ovo integral apresenta um comportamento pseudoplástico. Sendo assim, foi possível calcular os parâmetros reológicos do ovo integral. O índice de comportamento variou de 0,795 a 0,881 e o índice de consistência variou de 0,181 a 0,902 dina.sⁿ/cm².
- 4) Para a aferição do sistema de perda de carga, os parâmetros ξ e ν foram obtidos experimentalmente para dutos circulares e retangulares apresentando um bom ajuste, o erro relativo foi de no máximo 9,67% para os dutos circulares e 6,95% para os dutos retangulares.
- 5) Foram obtidas seis correlações para a obtenção da perda de carga, considerando-se os três tipos de placas no regime laminar apresentadas pelas equações (4.8), (4.10), (4.12) para o escoamento diagonal e (4.14), (4.16), (4.18) para o escoamento paralelo. Para o escoamento no regime turbulento também foram obtidas seis correlações apresentadas pelas equações (4.9), (4.11), (4.13) para o escoamento diagonal e (4.15), (4.17), (4.19) para o escoamento paralelo. O coeficiente de correlação das equações variou de 0,941 a 0,988 para o escoamento diagonal e de 0,949 a 0,993 para o escoamento paralelo, o que mostra o bom ajuste das equações aos dados experimentais.
- 6) Para a determinação do coeficiente convectivo de transferência de calor foram obtidas seis correlações, considerando-se os três tipos de placas no regime laminar apresentadas pelas equações (4.27), (4.29), (4.31) para o escoamento diagonal e (4.33), (4.34), (4.35) para o escoamento paralelo. Para o escoamento no regime turbulento também foram obtidas seis correlações apresentadas pelas equações (4.28), (4.30), (4.32) para o escoamento diagonal e (4.34), (4.36), (4.38) para o escoamento paralelo. O coeficiente de correlação das equações variou de 0,796 a 0,988 para o escoamento diagonal e de 0,779 a 0,969 para o escoamento paralelo, o que mostra o bom ajuste das equações aos dados experimentais.

- 7) Entre as condições analisadas, o escoamento diagonal na placa *chevron* com um ângulo de inclinação de 45° provocou maior transferência de calor devido à maior turbulência gerada. Entretanto, para se determinar a melhor condição a ser utilizada, é preciso considerar que essa configuração também gera maior perda de carga, que pode ser desfavorável, principalmente para o dimensionamento da bomba.
- 8) Pôde-se observar uma ligeira maior eficiência na transferência de calor convectiva nas placas, onde a corrugação foi mais pronunciada para placas *chevron* de 45° para 60° . Isto é devido à maior turbulência do escoamento. Assim, também foi possível observar uma maior transferência de calor quando o escoamento é diagonal ao paralelo. Isto devido à maior dificuldade do escoamento. É importante ressaltar uma analogia lógica de estudos de transferência de calor: maior perda de carga promove maior troca de calor devido a maior turbulência e maior atrito, reduzindo a camada estática próxima a parede e promovendo maior convecção.
- 9) Pôde-se observar que quanto maior o coeficiente angular, maior é a transferência de calor, havendo um ligeiro aumento no coeficiente angular com o aumento do ângulo das ranhuras nas placas, 45 a 60° , e uma variação significativa quando ocorre a mudança no regime de escoamento de laminar para turbulento.

SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Para trabalhos futuros, é possível sugerir uma série de tópicos relacionados à fluidodinâmica e transferência de calor para produtos pseudoplásticos, especialmente para os fluidos com tensão de cisalhamento residual, aonde a literatura para determinação dos coeficientes convectivos ainda é muito escassa. Também seria interessante comparar os resultados de transferência de calor encontrados para placas com diferentes trocadores de calor, tais como trocador anular e o tubo triplo.

6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- APV. **Pasteurized liquid eggs**. Disponível em: www.apv.invensys.com. Acesso em: 05 Jul. 2003.
- BANSAL, B.; MÜLLER-STEINHAGEN, H.; CHEN, X.D. Comparison of Crystallization Fouling in Plate and Double-Pipe Heat Exchangers. **Heat Transfer Engineering**, v.22, p.13-25, 2001.
- BIRD, R.B., ARMSTRONG, R.C., HASSAGER, O. *Dynamics of Polymeric Liquids*, 2nd ed. John Wiley & Sons, New York, p. 649, 1987.
- BOND, M.P. Plate Heat Exchanger for Effective Heat Transfer. **The Chemical Engineer**, April, p.162-167, 1981.
- CABRAL, R.A.F. Influência da Temperatura e Fração de Água nos Parâmetros Reológicos do Extrato de Café, **Tese de Mestrado**, IBILCE/UNESP, 129 p., São José do Rio Preto (2000).
- CASTRO, P.S. Avaliação da característica dinâmica do aquecimento de produtos de ovos, **Tese de Mestrado**, DEA/FEA/UNICAMP, 185 p., Campinas, SP (2003).
- COIMBRA, J.S.R.; GABAS, A.L.; MINIM L.A.; ROJAS, E.G.; TELIS-ROMERO, J. 2004. Density, heat capacity and thermal conductivity of liquid egg products as a function of temperature and water content. **J. Food Engineering**.
- DARBY, R. *Chemical Engineering Fluid Mechanics*. 2^a ed. Marcel Dekker Inc., New York, p. 559, 2001.
- DELPLACE, F.; LEULIET, J.C. Generalized Reynolds number for the Flow of Poiseuille Fluids in Cylindrical Ducts of Arbitrary Cross-Section. **Chemical Engineering Journal**, v.56, p.33-37, 1995.
- DE ARAUJO, B.M.M. Influência de impurezas na cinética de cristalização de sacarose avaliada através da reologia de solução de sacarose, **Tese de Mestrado**, IBILCE/UNESP, 133 p., São José do Rio Preto (2003).

- EDWARDS, M.F. Heat Transfer in Plate Heat Exchangers at Low Reynolds Nunbers. In: KAKAÇ, S.; SHAH, R.K.; GERGLES, A.E. (Eds.) **Low Reynolds Number Heat Exchangers**. New York: Hemisphere, p.933-947, 1983.
- EDWARDS, M.F.; CHANGAL VAIE, A.A.; PARROT, D.L. Heat Transfer and Pressure Drop Characteristics of Plate Heat Exchangers using Newtonian Liquids. **The Chemical Engineer**, v.285, p.286-293, 1974.
- EHLERS, G.M. 1980. Possible applications of enzymes in coffee processing. In **9th International Scientific Colloquium on Coffee**. London. ASIC, Paris p. 101-108.
- ENVASE asséptico de ovos líquidos. São Paulo: Secretaria da Agricultura. Instituto de tecnologia de alimentos. **Seminário em sistemas UHT produtos e tecnologia** 28 e 29 de setembro de 1994. Campinas, 1994. 1-4p.
- GARCIA, E.J. and STEFFE, J.F. 1987. Comparison of friction factor equations for non-Newtonian fluids in pipe flow. **J. Food Process Eng.** 9, 93-120.
- HAMID-SAMIMI, M.H. e SWARTZEL, K.R. Maximum change in physical and quality parameters of fluids foods during continuous flow heating. Application to liquid whole egg. **Journal of Food Processing and Preservation**, v.8, p.225-239, 1984 a.
- HAMID-SAMIMI, M.H. e SWARTZEL, K.R. e BALL JR., H.R. Flow behavior of liquid whole egg during thermal treatments. **Journal of Food Science**, v.49, p.132-136, 1984 b.
- KIM, H.B.; TADINI, C.C. e SINGH, R.K. Heat transfer in a plate exchanger during pasteurization of orange juice. **Journal of Food Engineering**, v.42, p79-84, 1999.
- KRIEGER, I.M. & ELROD, H. (1953). Direct determination of the flow curves of non-Newtonian fluids. B. Shearing rate in the concentric cylinder viscometer. **Journal of Applied Physics**, 24, 143-136.
- KUSUNOKI, A.S. Ovos. **Armazenamento de gêneros e produtos alimentícios**. São Paulo: Secretaria da Ind. Com. Ciência e Tecnologia, 1983. P.175-200.

- LEULIET, J.C.; MAINGONNAT, J.F.; LALANDE, M. Etude de la Perte de Charge dans des Échangeurs de Chaleur à Plaques Traitant des Produits Non-Newtoniens. **Revue Générale de Thermique**, v.26, n.308-309, p.445-450, 1987.
- MARTUCCI, E.T. **Produtos desidratados de ovos**. Campinas, 1989. 141p. Tese (Doutor em Engenharia de Alimentos). Faculdade de Engenharia de Alimentos, UNICAMP.
- METZNER, A.B. Heat transfer in non-Newtonian fluids. *Advances in Heat Transfer*, v.2, Academic Press, p. 357, 1965.
- OHATA, S.M. **Comportamento reológico do ovo integral, gema e clara nas formas pasteurizada e reconstituída**. Campinas, 2000. 116p. Dissertação (Mestre em Engenharia de Alimentos). Faculdade de Engenharia de Alimentos, UNICAMP.
- PUNIDADAS, P. e MCKELLAR, R.C. Selected physical properties of liquid egg products at pasteurization temperatures. **Journal of Food Processing and Preservation**, v.23, p.153-168, 1999.
- SAUNDERS, E. A. D. (1988). *Heat Exchangers: Selection, Design & Construction*. Harlow: Longman S.&T.
- SKELLAND, A.H.P. Non-Newtonian flow and heat transfer. John Wiley and Sons, Inc., New York, 1967.
- SHARIFI, F.; NARANDJI, G. e MEHRAVARAN, K. Dynamic simulation of plate heat exchangers. **Internacional Communication in Heat and Mass Transfer**, v.22, n.2, p.213-225, 1995.
- STALDELMAN, W.J. e WEINHEIM, E.H. **Egg and poultry-meat processing**. London: VCH, 1988. 211p.
- STEFFE, J.F. Rheological Methods in Food Process Engineering, 2a ed., Freeman Press, p. 418, 1996.
- TAM, K.C. & TIU, C. Steady and Dynamic Shear Properties of Aqueous Polymer Solutions. *J. Rheology*, v. 33(2), p.257, 1989.

- TELIS, V.R.N. **Estudo das alterações estruturais na gema de ovo durante o congelamento**. Campinas, 1996. 148p. Tese (Doutorado em Engenharia de Alimentos). Faculdade de Engenharia de Alimentos, UNICAMP.
- TELIS-ROMERO, J.; CABRAL, R.A.F; TELIS, V.R.N. e GABAS, A.L. **Effect of corrugation on the hydrodynamic and heat transfer behavior of beer flowing through rectangular corrugated channels**. Internacional Conference on Engineering and Food, 2004.
- THOMAZ, C.E.P. **Reologia e hidrodinâmica do escoamento de ovo líquido**. São José do Rio Preto, 2002. 101p. Dissertação (Mestre em Engenharia e Ciência de Alimentos). Instituto de Biociências, Letras e Ciências Exatas, UNESP.
- UBA. Tamanho do mercado de ovos. Disponível em: www.avesevovos.com.br. Acesso em: 05 Fev. 2004.
- USDA. Mercado Mundial. Disponível em: www.avesevovos.com.br. Acesso em: 05 Fev. 2004.
- WILKINSON, W.L. **Non-Newtonian fluids: Fluid Mechanics, Mixing and Heat Transfer**. New York: Pergamon Press, 1960.
- WINTER, A.R.; GRECO, P.A. E STEEWART, G.F. Pasteurization of liquid-egg products. **Food Research.**, v.13, p.229-245, 1945;